

Universidad Carlos III de Madrid

Escuela Politécnica Superior

Proyecto de Fin de Carrera:

Diseño de aerogenerador de eje vertical



Titulación: Ingeniería industrial superior

Especialidad: Tecnologías energéticas

Leganés, Mayo de 2015

Título: Diseño de aerogenerador de eje vertical

Autor: Lorena Noelia de Luis Mantecón

Director: Xabier Munduate/Ainara Irisarri/María Immaculada Iglesias

EL TRIBUNAL

Presidente: Eduardo A. Fernández-Tarrazo

Vocal: Óscar Flores Arias

Secretario: Alberto E. Quintero Gámez

Realizado el acto de defensa y lectura del Proyecto Fin de Carrera el día 28 de Mayo de 2015 en Leganés, en la Escuela Politécnica Superior de la Universidad Carlos III de Madrid, acuerda otorgarle la CALIFICACIÓN de

VOCAL

SECRETARIO

PRESIDENTE

AGRADECIMIENTOS

Quiero dedicar este proyecto...

... a todos esos compañeros, amigos y conocidos que se han cruzado en mi camino a lo largo de esta etapa, ya que su apoyo ha hecho que este duro camino fuese mucho más ameno.

... a los profesores que han intervenido en mi vida estudiantil y han conseguido guiarme para alcanzar todos los propósitos académicos que se exigían, sin dejar de alentarme a mirar más allá de lo que los libros exponían.

... a todo el equipo de trabajo de CENER que me ha apoyado a lo largo de este trabajo. Especialmente a Beatriz Méndez, dado que gracias a ella y a Immaculada Iglesias obtuve la posibilidad de colaborar en este proyecto; a Ainara Irisarri, por su dedicación en el ámbito profesional y por sus consejos y motivación a nivel personal; y a Xabier Munduate por su apoyo a nivel conceptual.

... especialmente a mis padres, porque con su indudable apoyo y esfuerzo han conseguido motivarme ante cualquier reto y ayudarme a convertirme en la persona que soy hoy.

RESUMEN

En los últimos años, el desarrollo de las fuentes de energía renovable y su mayor competitividad ha promovido su introducción en la industria. Además, dado que su impacto social suele ser favorable porque fomentan el desligamiento de los combustibles fósiles, se plantea un atractivo mercado para la implantación de este sector a nivel urbano o rural. Sin embargo, esta transición hacia producción de energía sostenible debe realizarse de forma gradual y evaluando las posibilidades de cada fuente, evitando interferir en la reducción de comodidades del consumidor.

Este hecho conduce al estudio realizado en el siguiente documento, dónde se plantea la introducción del sector eólico en zonas cercanas al consumo de energía. Para ello, se realiza la valoración del diseño preliminar y fabricación de un aerogenerador de eje vertical, cuyo objetivo es satisfacer la demanda energética solicitada. Para alcanzar dicha meta, se deben someter a estudio ciertos parámetros aerodinámicos con el objeto final de conseguir un funcionamiento óptimo del dispositivo.

Este Proyecto de Fin de Carrera se centra en la adaptación de un software que permita evaluar dichas variables aerodinámicas de forma preliminar. Posteriormente, tras valorar diferentes configuraciones y condiciones de operación del dispositivo, se establece un primer diseño que permita cumplir las especificaciones impuestas.

Palabras clave: Aerogenerador de eje vertical, CARDAAV, diseño preliminar

ABSTRACT

In recent years, the development and increase competitiveness of renewable energy sources has promoted its introduction in the industry. Moreover, since their social impact is usually favorable due to promote detachment of fossil fuels, an attractive market for the implementation of this sector into the urban or rural level is raised. However, this transition to sustainable energy production should occur gradually and evaluating the possibilities of each source, avoiding interfering in reducing consumer amenities.

This fact leads to the following document, which outlines the introduction of wind energy in areas near the power consumption. To do this, the assessment of the preliminary design and fabrication of a vertical axis wind turbine, which aims to meet the required energy demand, is made. To achieve this goal, certain aerodynamic parameters must undergo to study if desired optimum device performance.

This Thesis Project focuses on adapting software to evaluate these preliminary aerodynamic variables. Subsequently, after evaluating different configurations and operating conditions of the device, set a first design to achieve the specifications imposed.

Key words: Vertical Axis Wind Turbines, CARDAAV, preliminary design

ÍNDICE

1.	Introducción	1
1.1	Contexto histórico	1
1.2	Motivación uso aerogenerador vertical	2
1.3	Descripción de conceptos de aerodinámica básica	3
1.3.1	Parámetros aerodinámicos	3
1.3.2	Polares	7
1.3.3	Modelos aerodinámicos	9
1.4	Objetivos	10
1.5	Estructura	11
2.	Requisitos	12
2.1	De diseño	12
2.2	Constructivos	13
2.3	Normativos Generales	13
3.	Desarrollo de la herramienta de análisis aerodinámico	15
3.1	Estudio del arte del software	15
3.2	Descripción CARDAAV	17
3.2.1	Correcciones intrínsecas	19
3.2.2	Adaptación a las necesidades	22
3.3	Verificación y validación	28
3.3.1	Caso configuración recta: Simulación caso potencial ideal	28
3.3.2	Caso configuración troposkien con modelos de entrada en pérdida dinámica ..	34
3.3.3	Caso configuración helicoidal con modelos de entrada en pérdida dinámica	37
3.3.4	Caso configuración recta con modelos de entrada en pérdida dinámica	43
3.3.5	Conclusión global	47
4.	Diseño	48
4.1	Preliminar	48
4.1.1	Elección del punto de funcionamiento para evaluar la curva de potencia	48
4.1.2	Valoración de las dimensiones e inclinación de las palas	50
4.1.3	Valoración geometría y número de puntales (<i>struts</i>)	56
4.1.4	Valoración del autoarranque del dispositivo (<i>Self-Starting</i>)	57
4.1.5	Valoración de cabeceo (<i>pitch</i>) a lo largo de la pala	58
4.2	Trabajos paralelos al diseño aerodinámico preliminar	59
4.2.1	Selección del perfil	59

4.2.2	Cálculos estructurales del rotor	60
4.2.3	Fabricación de las palas y <i>struts</i>	62
4.2.4	Diseño y cálculo de los componentes electrónicos.....	62
4.3	Diseño de rotor	63
5.	Cálculo y análisis aerodinámico del diseño 1	64
6.	Presupuesto	66
7.	Conclusiones y trabajos futuros	68
7.1	Conclusiones.....	68
7.2	Trabajos futuros	68
8.	Bibliografía general y referencias.....	70
9.	Anexos.....	72
9.1	Anexo A: Parámetros de partida y salida de CARDAAV	72
9.1.1	Parámetros de partida	72
9.1.2	Parámetros de salida.....	74
9.2	Anexo B: Generación de parámetros de partida de los modelos de entrada en pérdida dinámica.....	76
9.3	Anexo C: Resultados caso configuración troposkien con modelos de entrada en pérdida dinámica.....	78
9.4	Anexo D: Resultados caso configuración recta con modelos de entrada en pérdida dinámica	79
9.5	Anexo E: Distribución de Weibull para el viento incidente.....	80

NOMENCLATURA¹

- a : Factor de inducción [-] ($u = 1 - a$)
- A_d : Área disco actuador [m^2]
- ALV : Exponente viento cortante [-]
- f_{approx} : función de separación a lo largo del perfil [-]
- f : factor corrector de Prandtl [-]
- F : Fuerza motriz [N]
- FN : fuerza normal respecto a los ejes del cilindro de rotación [N]
- FT : fuerza tangencial respecto a los ejes del cilindro de rotación [N]
- c : Cuerda perfil [m]
- C_D : Coeficiente de resistencia o arrastre [-]
- C_L : Coeficientes de sustentación [-]
- C_M : Coeficiente de momento [-]
- C_N : Coeficiente de fuerza normal respecto a la cuerda del perfil [-]²
- CN : Coeficiente de fuerza normal respecto a los ejes del cilindro de rotación [-]
- CNC : Coeficiente de fuerza normal circulatoria respecto a los ejes del cilindro de rotación en flujo separado[-]
- $CnCR$: Criterio de separación del *leading edge* [-]
- C_p : Coeficiente de potencia [-]
- C_q : Coeficiente de par [-] (*Torque coefficient*)
- C_t : Coeficiente de fuerza tangencial respecto a la cuerda del perfil [-]
- CT : Coeficiente de fuerza tangencial respecto a los ejes del cilindro de rotación [-]
- C_x : Coeficiente de empuje [-] (*Thrust coefficient*)³
- D : Fuerza de resistencia o arrastre [N]
- H : Altura total del aerogenerador vertical [m]
- L : Fuerza de sustentación [N]
- N : Número de palas del aerogenerador [-]
- NZ, NT, NP : discretización tubos de corriente [-]
- $(P^+ - P^-)$: Diferencia presiones ambos lados disco actuador [Pa]
- Q : Par aerodinámico [Nm] (*Torque*)
- R : Radio del rotor [m]
- $Re = \frac{\omega R c}{v}$: Número de Reynolds global [-]
- $Re_{local} = \frac{w c}{v}$: Número de Reynolds local [-]
- S : Área de referencia o característica del perfil [m^2]
- $SS1, SS2, SS3$: parámetros característicos para la generación función de separación [-]
- $alp1, alp2, alp0$: ángulos característicos para la generación función de separación y correcta definición de parámetros de entrada en el modelo de Beddoes-Leishman[°]
- T_{v1}, T_v, T_p, T_f : retrasos temporales constantes en el modelo de Beddoes-Leishman.

¹ [] Unidades en el Sistema Internacional. [-] variables adimensionales. Se presenta la nomenclatura de ciertos parámetros en inglés. El motivo es facilitar su asociación a los documentos de referencia.

² El coeficiente normal puede presentar como superíndice C_n^i, C_n^v y C_n^v ; que evalúan componentes de dicho parámetro circulatoria, impulsiva, de vorticidad y limite de entrada en pérdida, respectivamente.

³ $C_{t_calculado}$ que es una posibilidad de computación evaluada para C_x .

- U_w : Velocidad el flujo de aire en la estela lejana [m/s]
- U_d : Velocidad del flujo de aire incidente en el rotor [m/s]
- $U_{eq} = V_{EQ}$: Velocidad del flujo de aire incidente en el ecuador del rotor [m/s]
- $U_\infty = V_{inf}$: Velocidad del flujo libre de aire incidente [m/s]
- W : Velocidad relativa definida por la composición de la velocidad del flujo de aire y la velocidad de rotación del dispositivo [m/s]
- z : Altura de las distintas estaciones a lo largo de la pala (medición desde el suelo) [m]
- $Z = \frac{H}{2} + Z_r$: Altura del ecuador del rotor (medición desde el suelo) [m]
- Z_r : Altura desde el suelo hasta el inicio del rotor [m]
- α : Ángulo de ataque⁴ [°]
- α_{eff} : Ángulo de ataque efectivo contabilizando FCE [°]
- $\Delta\alpha$: Modificación en el ángulo de ataque debida al FCE [°]
- β : Ángulo de torsión/alabeo o cabeceo de la pala [°] (*Twist angle or pitch angle*)
- β : Relación entre la altura total y el diámetro del aerogenerador vertical
- ξ : Ángulo de barrido [°] (*Sweep angle*)
- λ : Relación de velocidades (TSR: *Tip Speed Ratio*)
- ρ : Densidad del aire [1.225 kg/m³]
- ς : Ángulo de oblicuidad [°] (*Skew angle*)
- σ : Solidez [-]
- ν : Viscosidad cinemática [0.000015 m²/s]
- Φ : Ángulo de ataque efectivo global [°]
- ω : Velocidad de rotación del aerogenerador [rad/s]

SIGLAS

- AEP: *Annual Energy Produced* (Energía anual producida)
- BEM: *Blade Element and Momentum Theory*
- CARDAAV: *Code Aerodynamic Rotor Design for Analyzing an Axis Vertical*
- CENER: Centro Nacional de Energías Renovables
- CFD: *Computational Fluid Dynamics*
- DMST: *Double-Multiple Streamtube Models*
- FCE: *Flow Curvature Effect*
- GENUVP: *GENeralized UNsteady Vortex Particle computational tool*
- GUI: *Graphical User Interface*
- IEC: *International Electrothechnical Commission*
- IREQ: *Hydro-Québec's Research Institute*
- ISO: *International Standard Organisation*
- MIT: *Massachusetts Institute of Technology*
- NACA: *National Advisory Committee of Aeronautics*
- URANS: *Unsteady Reynolds Averaged Navier-Stokes*
- WINDUR: *small WIND turbine for URban environments*
- WMB: *Wind Multi-Block*
- NREL: *National Renewable Energy Laboratory*

⁴ En ciertas ocasiones denominado AoA.

ÍNDICE DE FIGURAS

Figura 1.1 Esquema órgano de Herón (izquierda) y esquema molinos Sistán, Afganistán (derecha) [1].....	1
Figura 1.2 Turbina eólica de Brush en Cleveland (12kW, 17m de diámetro de rotor)	1
Figura 1.3 Esquema en planta velocidades	3
Figura 1.4 Evolución de la presión estática y la velocidad a lo largo del disco actuador [2]	4
Figura 1.5 Definición gráfica del ángulo de ataque α y β [<i>twist+pitch</i>].....	5
Figura 2.1 Esquema aerogenerador vertical tipo helicoidal	12
Figura 3.1 Efectos en la potencia aerodinámica considerando u obviando los modelos de pérdida dinámica.....	16
Figura 3.2 Sobrepredicción coeficiente de potencia mediante software Qblade.....	16
Figura 3.3 Esquema en planta descripción doble disco actuador [6]	17
Figura 3.4 Esquema en planta descripción acimutal tubos de corriente en el caso de doble disco actuador [6].....	17
Figura 3.5 Comparación teórica y experimental de los valores del coeficiente de empuje [2].	18
Figura 3.6 Analogía perfil simétrico sometido a un flujo incidente rectilíneo con respecto a un perfil asimétrico sometido a un flujo rectilíneo [15]	23
Figura 3.7 Esquema visualización de la generación del ángulo efectivo por efecto del flujo de curvatura	23
Figura 3.8 Explicación gráfica modificación de una polar potencial para la corrección por curvatura del flujo	24
Figura 3.9 Aerogeneradores verticales: a) tipo Troposkien-Darrieus b) tipo H-Darrieus c) tipo helicoidal-Darrieus	24
Figura 3.10 Esquemas posibles posicionamientos del perfil seleccionado a lo largo de la pala	25
Figura 3.11 Evolución del coeficiente de potencia predicho por CARDAAV con FCE comparado con la simulación del modelo DMST	29
Figura 3.12 Evolución del coeficiente de potencia predicho con CARDAAV con FCE comparado con la simulación del modelo Actuator Cylinder	30
Figura 3.13 Evolución del coeficiente de potencia predicho con CARDAAV con y sin FCE	30
Figura 3.14 Evolución coeficiente de potencia y de empuje bajo distintas condiciones de operación. Verificación caso potencial ideal.....	31
Figura 3.15 Evolución del ángulo de ataque a lo largo del azimut ($\lambda=4.5$ y $\lambda=2.5$) para el caso potencial ideal.....	32
Figura 3.16 Evolución del factor de inducción a lo largo del azimut ($\lambda=4.5$ y $\lambda=2.5$) para el caso potencial ideal.....	32
Figura 3.17 Evolución de la fuerza tangencial adimensional a lo largo del azimut ($\lambda=4.5$ y $\lambda=2.5$) para el caso potencial ideal.....	32
Figura 3.18 Evolución de la fuerza normal adimensional a lo largo del azimut ($\lambda=4.5$ y $\lambda=2.5$) para el caso potencial ideal.....	32
Figura 3.19 Resultados experimentales y simulados por CARDAAV para el modelo de pérdida dinámica de Berg en el dispositivo Magda:(a) Polar NACA0018 CARDAAV defecto y (b) Polar NACA0018 WMB	35
Figura 3.20 Resultados experimentales y simulados por CARDAAV para el modelo de pérdida dinámica Indicial en el dispositivo Magda:(a) Polar NACA0018 CARDAAV defecto y (b) Polar NACA0018 WMB	36

Figura 3.21 Fotografía dispositivo TURBY modelo 3 dentro del túnel de viento [19].....	37
Figura 3.22 Relación ángulos de barrido <i>sweep angle</i> , ξ , y oblicuidad <i>skew angle</i> , ζ	38
Figura 3.23 Datos experimentales medidos en túnel de viento para el modelo 3 de TURBY [19]	38
Figura 3.24 Datos de potencia útil estimada, así como la medida a 10m/s, para el modelo TURBY a escala completa [19].....	38
Figura 3.25 Evaluación C_p dispositivo Turby bajo los distintos modelos de pérdida dinámica .	39
Figura 3.26 Diferencias de coeficientes aerodinámicos a $Re=150000$ entre las polares: CARDAAV por defecto, WMB, XFOIL y los datos experimentales NACA0018.....	40
Figura 3.27 Evaluación consideración <i>struts</i> dispositivo TURBY, polar experimental	40
Figura 3.28 Evaluación modelo TURBY escala completa $TSR=3$ hasta <i>rated wind speed</i> , polar WMB.....	41
Figura 3.29 Evaluación modelo TURBY escala completa $TSR=3$ hasta <i>rated wind speed</i> , polar defecto CARDAAV y polar WMB para el modelo de Berg	41
Figura 3.30 Coeficiente normal a lo largo del azimuth para la mitad de la altura del dispositivo ($TSR=4$, $V_{inf}=3m/s$).....	44
Figura 3.31 Coeficiente tangencial a lo largo del azimuth para la mitad de la altura del dispositivo ($TSR=4$, $V_{inf}=3m/s$)	44
Figura 3.32 Coeficiente normal a lo largo del azimuth para la mitad de la altura del dispositivo ($TSR=3$, $V_{inf}=4m/s$).....	44
Figura 3.33 Coeficiente tangencial a lo largo del azimuth para la mitad de la altura del dispositivo ($TSR=3$, $V_{inf}=4m/s$)	44
Figura 3.34 Coeficiente normal a lo largo del azimuth para la mitad de la altura del dispositivo ($TSR=2$, $V_{inf}=6m/s$).....	45
Figura 3.35 Coeficiente tangencial a lo largo del azimuth para la mitad de la altura del dispositivo ($TSR=2$, $V_{inf}=6m/s$)	45
Figura 3.36 Evolución de los coeficientes normales(a) y tangenciales (b) respecto al azimuth para la zona ecuatorial. Caso $TSR=4$ HNTUA.....	46
Figura 4.1 Criterio para la elección del punto de funcionamiento del dispositivo. Potencia aerodinámica del dispositivo frente a velocidad de viento incidente	49
Figura 4.2 Criterio para la elección del punto de funcionamiento del dispositivo. Potencia aerodinámica del dispositivo frente a la velocidad de rotación del mismo	49
Figura 4.3 Curvas de potencia aerodinámica bajo el criterio de maximización de C_p [casos 1, 2, 3, 4].....	51
Figura 4.4 AEP [casos 1, 2, 3 y 4]. Distribución de Weibull centrada en 5.5m/s evaluando un rango de posibles velocidades de 3-10m/s.....	52
Figura 4.5 Diagrama de contornos del coeficiente de empuje en su evolución frente a la solidez y el TSR	54
Figura 4.6 Diagrama de contornos del coeficiente de potencia en su evolución frente a la solidez y el TSR	54
Figura 4.7 Evolución de los coeficientes de empuje y potencia respecto al punto de funcionamiento (TSR) para distintas solidez del dispositivo [Casos1,2,3y4].....	55
Figura 4.8 Oscilación del par aerodinámico en función de la inclinación de la pala (recta, $\zeta=$ 95° , $\zeta=115^\circ$) para el punto de operación $\omega=150rpm$ $V_{inf}=4,5m/s$, $H=3m$ $D=2.15m$ $c=0.08m$.	55

Figura 4.9 Oscilación del par aerodinámico en función de la inclinación de la pala (recta, $\zeta=95^\circ$, $\zeta=115^\circ$) para el punto de operación $\omega=420\text{rpm}$ $V_{inf}=12\text{m/s}$, $H=3\text{m}$ $D=2.15\text{m}$ $c=0.08\text{m}$...	56
Figura 4.10 Efecto de compensación mediante <i>pitch</i> del FCE	58
Figura 4.11 Curva de potencia evaluando diferentes perfiles aerodinámicos.....	59
Figura 4.12 Evaluación curva de potencia aerodinámica del dispositivo con distintos perfiles aerodinámicos.....	60
Figura 4.13 Opciones de implementación de la unión entre struts y pala	61
Figura 4.14 Curva de eficiencia del generador.....	63
Figura 5.1 Predicción de potencia útil [kW] frente a la velocidad de viento [m/s]. Dispositivo diseño 1	64
Figura 5.2 Puntos de operación del dispositivo diseño 1 para la obtención del coeficiente de potencia máximo.....	64
Figura 9.1 Formato archivo GEOM.DAT	72
Figura 9.2 Formato archivo OPERA.DAT.....	73
Figura 9.3 Formato archivo CONTROL.DAT	73
Figura 9.4 Esquema en planta criterio numeración angular aguas arriba y aguas abajo del eje del aerogenerador vertical [7]	74
Figura 9.5 Coeficiente de sustentación (datos CARDAAV defecto, WMB y experimental) NACA0018 Re1000000	78
Figura 9.6 Coeficiente de resistencia (datos CARDAAV defecto, WMB) NACA0018 Re1000000	78
Figura 9.7 Evolución de los coeficientes de fuerza tangencial C_T (a) y normal C_N (b) con el modelo de pérdida dinámica de Berg en el caso de validación HNTUA	79
Figura 9.8 Distribución de Weibull para velocidades de viento medias de 5 y 5.5 m/s	80

ÍNDICE DE TABLAS

Tabla 3.1 Descripción dispositivo para el caso potencial ideal	28
Tabla 3.2 Descripción dispositivo MAGDA	34
Tabla 3.3 Descripción dispositivo TURBY modelo 3	37
Tabla 3.4 Descripción dispositivo HNTUA	43
Tabla 4.1 Criterio para la elección del punto de funcionamiento del dispositivo. Condiciones de operación del aerogenerador	48
Tabla 4.2 Criterio para la elección del punto de funcionamiento del dispositivo. Energía anual producida (AEP).....	49
Tabla 4.3 Casos valoración diseño sin entrada en pérdida dinámica.....	50
Tabla 4.4 Comparativa punto de operación del dispositivo para $V_{inf}=5\text{ m/s}$ y $V_{inf}=5.5\text{m/s}$ [casos 1, 2, 3 y 6].	52
Tabla 4.5 Evolución porcentual de disminución en potencia y coeficiente de potencia al evaluar distintas configuraciones de los puntales (<i>struts</i>) con respecto a la situación idílica sin los mismos.....	57
Tabla 4.6 Evolución de las fuerzas tangencial aerodinámica, normales aerodinámica y centrífugas a lo largo del azimut del dispositivo para la sección central.....	61
Tabla 5.1 Puntos de operación medios dispositivo 1 diseño	65
Tabla 5.2 Predicción de AEP [kW] dispositivo diseño 1 bajo distintos modelos de pérdida dinámica	65

1. Introducción

Este apartado recoge una síntesis sobre el origen y motivaciones en el estudio de los aerogeneradores, para introducir al lector el funcionamiento y variables de estudio de estos dispositivos. Además, para una correcta comprensión del proyecto se expone un breve prontuario sobre conceptos de aerodinámica y modelos computacionales para el estudio de los aerogeneradores. Para finalizar este epígrafe se exponen los objetivos y la estructura del proyecto.

1.1 Contexto histórico

A lo largo de la historia, las turbinas eólicas han desempeñado un importante papel facilitando y contribuyendo en diversas actividades desarrolladas por el ser humano. Por ejemplo, existen antecedentes de su uso en Egipto (3000 A.C.) para la propulsión de barcos de vela o para la irrigación (2000A.C.).

Sin embargo, las primeras noticias constatadas de este tipo de dispositivos requieren establecer una diferenciación en cuanto a la disposición de su eje de giro respecto al suelo: horizontal y vertical. Las turbinas de eje horizontal se caracterizan por promover el giro de las palas en dirección perpendicular a la velocidad de viento incidente. La primera referencia a un dispositivo de este calibre se obtiene en el siglo II A.C. en Alejandría. Su objetivo era dotar de aire al órgano de Herón. Para molinos de eje vertical, no se tienen referencias hasta el siglo VII D.C., con los molinos tradicionales persas, utilizados para la molienda de cereales y extracción de agua (ver Figura 1.1).

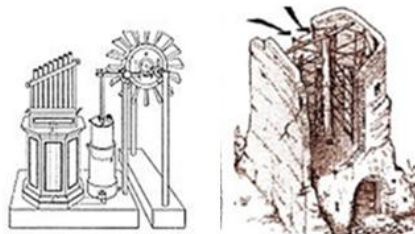


Figura 1.1 Esquema órgano de Herón (izquierda) y esquema molinos Sistán, Afganistán (derecha) [1]

No obstante, el potencial de estos dispositivos para la obtención de energía eléctrica no se afianza hasta la finalización de la revolución industrial. El primer aerogenerador de eje horizontal para dicho cometido fue construido por Brush, en 1888, mejorado en los años siguientes por Paul La Cour y funcionó durante 20 años cargando baterías en Cleveland (Figura 1.2).



Figura 1.2 Turbina eólica de Brush en Cleveland (12kW, 17m de diámetro de rotor)

En cuanto a aerogeneradores verticales, su precursor fue el dispositivo inventado en 1925 por el ingeniero Francés Darrieus. Aunque hasta mediados de los años 70 su contribución cayó en el olvido total actualmente, por los motivos que se expondrán en el apartado 1.2, se está produciendo un impulso importante en el estudio y fabricación de este tipo de dispositivos.

1.2 Motivación uso aerogenerador vertical

En términos generales, el principal atractivo del sector eólico se basa en su gran potencial energético. Este factor, aunque está supeditado a la disponibilidad del recurso (en función del emplazamiento), permite establecer una contribución hacia la independencia energética. Además, promueve el concepto de desarrollo sostenible dado que su explotación favorece el desligamiento de los combustibles fósiles y, por tanto, reduce la contaminación atmosférica.

Estos aspectos no sólo está contribuyendo a la aparición de un mercado para cubrir las necesidades de suministro en áreas aisladas. Según la directiva 2010/31/EU relativa a la Eficiencia Energética de los Edificios, se plantea un atractivo mercado en zonas urbanas. Esta legislación expone que, a partir del 31 de diciembre de 2020, todos los estados miembro de la Unión Europea deben asegurar que sus edificios de nueva construcción sean prácticamente sostenibles por sí mismos.

Los aerogeneradores son los dispositivos que permiten la extracción de la energía cinética del viento. Atendiendo a su morfología de rotación respecto a un eje, existen dos tipos de aerogeneradores: verticales y horizontales. Actualmente la implantación y el cálculo de aerogeneradores de eje horizontal está más desarrollado. El motivo se debe a que el emplazamiento usual del sector eólico son zonas de campo abierto. En éstas, el viento tiene una dirección predominante, practicamente uniforme y sin turbulencias, que permite el correcto funcionamiento de estos dispositivos. Sin embargo, en zonas urbanas, donde no existe una dirección predeterminada del flujo de aire y, además, los obstáculos que encuentra el viento incrementa las turbulencias, los dispositivos de eje horizontal necesitarían sistemas de orientación muy costosos y poco rentables.

Este hecho fomenta la introducción e iniciativas de estudio de los aerogeneradores de eje vertical, ya que una de sus principales ventajas consiste en su posibilidad de operación de forma independiente a la dirección del viento. Si bien, esta circunstancia también suscita su mayor desventaja: los grandes ángulos de ataque a los que se ve sometido el dispositivo, que hacen necesario un mejor estudio en cuanto a la posibilidad de entrada en pérdida (*Dynamic Stall*).

Por último, mencionar, que su configuración facilita su introducción en zonas urbanas, debido a las distintas posibilidades de tamaño (en función de la energía demandada) y flexibilidad de ubicación (suelo o azoteas). También existen menos problemas estructurales o de momentos de vuelco. El motivo principal se debe a que el generador siempre suele situarse en la zona inferior, desplazándose así el centro de gravedad del dispositivo.

1.3 Descripción de conceptos de aerodinámica básica

Los aerogeneradores, independientemente de la colocación de su eje de rotación, deben su funcionamiento a la incidencia del flujo de aire sobre las palas. Dentro de los aerogeneradores de eje vertical, atendiendo a cual sea el efecto que produce el movimiento de los mismos, pueden distinguirse: de arrastre (denominados Savonius), los cuales deben su movimiento a la colisión directa del viento sobre las palas; y de sustentación (denominados Darrieus), en los cuales la incidencia del viento genera a ambos lados de la pala una diferencia de presiones que, aplicada sobre el área del dispositivo, se traduce en una fuerza, es decir, la energía cinética del viento se transforma en energía mecánica. Ésta hace girar el rotor de un generador (utilizando un sistema de transmisión en caso de ser necesario) para finalmente transformarse en energía eléctrica.

Para poder evaluar esta conversión de energía, es necesario describir una serie de conceptos fundamentales. Cabe mencionar que los aerogeneradores verticales (motivo de la elaboración de este documento), a pesar de tener un estudio aerodinámico más complejo, comparten gran cantidad de parámetros en común con los aerogeneradores horizontales.

A lo largo de este apartado, para una mejor comprensión de los capítulos posteriores, se definen parámetros y conceptos aerodinámicos. Además, también se aporta una clasificación de los distintos modelos aerodinámicos que permiten evaluar el funcionamiento de los dispositivos junto con una breve descripción de los coeficientes aerodinámicos, siendo estos últimos los datos de entrada necesarios para las computaciones.

1.3.1 Parámetros aerodinámicos

- **Relación de velocidades, λ** (comúnmente conocida como **TSR: Tip Speed Ratio**): cociente entre la velocidad lineal de una sección de la pala en la dirección de rotación (por lo general se denomina velocidad de punta de pala) y la velocidad del viento incidente.

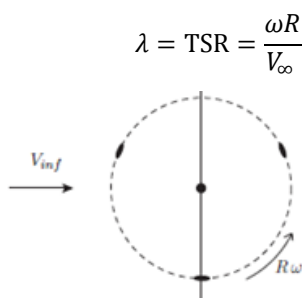


Figura 1.3 Esquema en planta velocidades

- **Solidez, σ** : esta variable establece una relación entre el área ocupada por las palas del dispositivo y el área barrida por las mismas, visualizada en un plano perpendicular a la dirección del viento incidente. Este parámetro se incrementa al aumentar el tamaño de la pala, lo que entorpece la posibilidad de incrementar la velocidad de rotación del dispositivo. La definición que se utiliza a lo largo de este documento para dicho parámetro (teniendo en cuenta que es una máquina de eje vertical) es:

$$\sigma = \frac{Nc}{2R}$$

- **Factor de inducción, a ($u = 1 - a$):** Estos factores (definidos a lo largo del desarrollo de la teoría del disco actuador) sirven para expresar en qué medida la velocidad del viento incidente se ve reducida (a), o bien cuál es la proporción de flujo de aire se consigue conservar (u), tras atravesar el dispositivo.
- **Coeficiente de potencia, C_p :** este coeficiente adimensional establece la relación entre la cantidad de potencia que el aerogenerador es capaz de extraer del viento con respecto a la potencia que dicho flujo de aire posee.

$$C_p = \frac{\text{Potencia extraída}}{\text{Potencia flujo de viento}} = \frac{\text{Potencia extraída}}{\frac{1}{2} \rho U_\infty^3 A_d}$$

Para entender este concepto de extracción de energía cinética y la limitación de este coeficiente, es necesario introducir el concepto de Disco Actuador (*Actuator Disk*), que atribuye el mérito de obtención de la misma a la necesidad de conservación del flujo másico a lo largo del tubo de corriente (el cual se asume que es unidireccional, enteramente axial, incompresible y sin viscosidad).

Esta preservación del flujo másico se logra mediante una expansión del fluido al atravesar el disco actuador. Por consiguiente, se produce una deceleración del flujo que se traduce, por la ecuación de Bernoulli, en una diferencia de presiones que induce la fuerza motriz del movimiento en el dispositivo que permite el aprovechamiento de la energía cinética del viento.

$$F = (P^+ - P^-) \cdot A_d$$

Atendiendo a la postulación de la ecuación de cantidad de movimiento, dicha fuerza también puede ser expresada del siguiente modo:

$$F = \rho U_d (U_\infty - U_w) A_d$$

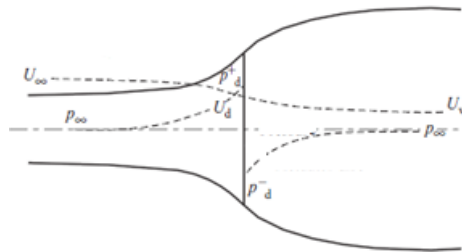


Figura 1.4 Evolución de la presión estática y la velocidad a lo largo del disco actuador [2]

Tras sustituir la diferencia de presiones por su homólogo de velocidades aplicando Bernoulli $[(P^+ - P^-) = \frac{1}{2} \rho (U_\infty^2 - U_w^2)]$ y definir la velocidad del flujo en el disco actuador como $U_d = u U_\infty$, puede obtenerse una expresión para la velocidad del flujo incidente en la estela lejana al disco actuador.

$$U_w = (2u - 1) \cdot U_\infty$$

Estos cálculos permiten expresar la potencia extraída a través de los factores de inducción previamente definidos:

$$C_p = \frac{\text{Potencia extraída}}{\text{Potencia flujo de viento}} = \frac{\text{Potencia extraída}}{\frac{1}{2} \rho U_\infty^3 A_d}$$

$$\text{Potencia extraída} = F U_d = 2 \rho U_\infty^3 a (1 - a)^2 A_d$$

$$C_p = 4a(1 - a)^2$$

Este parámetro (C_p) presenta un máximo ($\frac{\partial C_p}{\partial a} = 0$) cuando $a=1/3$, alcanzando el valor $16/27 \sim 0.593$. Este valor muestra que toda la energía cinética de flujo del viento no puede ser aprovechada. El motivo de este límite conocido como límite de Betz no es debido a una deficiencia o particular configuración en el diseño del dispositivo; sino que se debe a ciertas suposiciones ideales para la obtención del mismo, que no se cumplen al evaluar el flujo de aire que realmente atraviesa el dispositivo (número de palas infinito y de longitud infinita, consideración de flujo no viscoso y suposición de inexistencia de giro ni expansión del flujo en la estela tras el disco actuador).

- **Ángulo de ataque α :** es el ángulo que se define entre la cuerda geométrica de un perfil y la dirección de la velocidad relativa. Este parámetro es decisivo en los aerogeneradores verticales dado que estos aprovechan la energía cinética del viento independientemente de la dirección de incidencia del flujo. Por tanto, los ángulos de ataque a los que se encuentra sometido el perfil pueden llegar a ser muy elevados y llegar a producir la entrada en pérdidas del mismo. Otros ángulos de interés en el perfil son el ángulo de torsión/alabeo (*twist*, fijo en la pala) o ángulo de cabeceo (*pitch*, variable en la pala si se dispone de un dispositivo de control) que quedan definidos entre el plano de rotación del perfil y la cuerda geométrica. En la Figura 1.5 se aprecian de forma gráfica dichas definiciones con respecto a las velocidades definidas en torno a un perfil. Cabe apreciar que en ciertas ocasiones se define un ángulo de ataque efectivo ϕ que contabiliza todos los ángulos descritos, es decir, define angularmente el sector generado entre el vector de velocidad relativa y el plano de rotación del dispositivo ($\phi = \beta + \alpha$, siendo β el ángulo compuesto por la suma de los ángulos de cabeceo y torsión/alabeo).

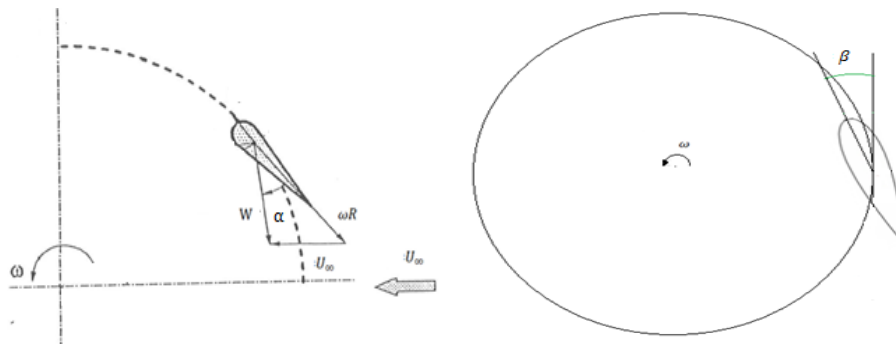


Figura 1.5 Definición gráfica del ángulo de ataque α y β [*twist+pitch*]

- **Fuerzas:** existen distintos sistemas de referencia para representar las fuerzas que se generan en el perfil motivadas por la incidencia del viento sobre el mismo. A lo largo de la validación, se indicará de forma explícita las elegidas para cada comparación. Sin embargo, a continuación se describe, de forma generalizada, en qué sistema de referencia suelen darse dichas fuerzas:
 - o Fuerzas normal y tangencial a la cuerda cuando se está realizando el estudio del perfil (correspondiéndose así con las direcciones de los coeficientes de sustentación y resistencia a través de la descomposición de las mismas con el ángulo de ataque α , y suelen denotarse como C_n y C_t respectivamente)

- Fuerzas normal y tangencial respecto al plano de rotación del perfil que describe una generatriz cilíndrica con el giro del dispositivo:
 - La fuerza tangencial es de vital importancia ya que es la que induce el momento que genera el par aerodinámico (*Torque*), parámetro que se intenta maximizar, ya que dicho momento se traduce en la energía aprovechable del flujo de aire.
 - La fuerza normal es la que se intenta minimizar ya que induce en cierto modo la resistencia, aunque es inevitable que se genere, siendo, en cierto modo, el peaje por producir el par aerodinámico.

Ambas sistemas de fuerzas descritos anteriormente coincidirían en el caso de que los ángulos de torsión/alabeo (*twist*) y cabeceo (*pitch*) fuesen nulos.

- **Par aerodinámico (*Torque*), Q** : es producido por las fuerzas tangentes a la circunferencia de barrido del aerogenerador. La obtención de este parámetro se basa en el momento que dichas fuerzas tangenciales generan sobre el eje del dispositivo, por lo tanto, su obtención es sencilla conociendo la distancia entre el eje de rotación y la pala. A partir del cálculo de este parámetro, puede obtenerse la potencia extraída por el dispositivo, sin más que tener en cuenta la velocidad de rotación del mismo.

$$Potencia\ extraida = Q\omega$$

Dentro de este apartado es importante mencionar el concepto de potencia nominal, siendo esta la potencia que un dispositivo es capaz de soportar (desde el punto de vista de diseño en su punto de máximo rendimiento). Es cierto, que dada la oscilación del punto de diseño durante el funcionamiento, esta potencia puede variar. No obstante, es necesario acotar este parámetro de forma precisa para evitar daños en el aerogenerador.

- **Empuje (*Thrust*)**: Es una fuerza tiene la dirección del viento y sentido del viento incidente. Se calcula a partir de la descomposición de las fuerzas normales y tangenciales respecto al plano de rotación del perfil. Este parámetro indica la cantidad de carga que está soportando el dispositivo. Es decir, contabiliza el frenado del flujo de aire que está produciendo la pala. Es un impedimento inevitable para la extracción de la energía cinética, si bien cuanto menor sea menos solicitaciones debe aguantar la pala. No obstante, si es demasiado pequeño la extracción de energía es más costosa. Por tanto este parámetro debe intentar minimizarse con cierto compromiso.

Para completar estas dos últimas definiciones, es frecuente uso de parámetros adimensionales. Tanto el par aerodinámico como el empuje también presenten una versión de coeficientes adimensionales, que se definen como:

$$C_q = \frac{Q}{0.5 \cdot \rho \cdot U_{\infty}^2 \cdot A_d \cdot R} \quad \text{siendo por tanto ahora } C_q = \frac{C_p}{TSR}$$

$$C_x = \frac{\text{Empuje}}{0.5 \cdot \rho \cdot U_{\infty}^2 \cdot A_d}$$

Una vez finalizada la enumeración de los distintos parámetros relevantes en los aerogeneradores y haber desarrollado la teoría del disco actuador (también conocida como *2D Momentum Theory*), resulta interesante finalizar este apartado exponiendo las bases teóricas de un modelo BEM (*Blade Element and Momentum Theory*).

Tal y como se ha expuesto anteriormente al describir el coeficiente de potencia, se observa que la teoría de cantidad de movimiento que determina el campo de flujo global tiene varias incógnitas, el factor de inducción y la fuerza experimentada por la pala. Este hecho fomenta su combinación con la teoría del elemento de pala, permitiendo así el acoplamiento de ecuaciones para dar solución a dichas variables.

La teoría del elemento de pala permite calcular la fuerza en el sentido de flujo experimentada por las palas partiendo de los datos del perfil (aunque ignorando efectos tridimensionales). La igualación de ésta con la obtenida mediante la teoría de cantidad de movimiento ([3]), permite iniciar un proceso iterativo, cuya convergencia se establece en un cierto valor de precisión para el factor de inducción, u (dado que ambas incógnitas son variables relacionadas).

Por el momento, esta teoría explicada puede ser aplicada tanto para aerogeneradores de eje vertical como de eje horizontal. La diferencia radica en el número de divisiones infinitesimales necesarias para obtener una correcta computación.

En los aerogeneradores de eje horizontal, dado que el disco actuador se encuentra perpendicular al flujo de incidencia, se produce la definición de un único disco actuador de forma sencilla. Sin embargo, en los aerogeneradores de eje vertical, para conseguir que el disco actuador se posicione perpendicular al flujo, es necesario hacer divisiones infinitesimales de tubos de corriente (*Multiple-Streamtubes*). Además, la corriente de aire atraviesa dos veces el dispositivo (es decir, el viento incide sobre la hélice aguas arriba y aguas abajo del eje de rotación) haciendo necesaria la duplicación del disco actuador (*Double-Actuator Disk*). Se ampliarán más estos conceptos posteriormente (apartado 3.2 Descripción CARDAAV).

1.3.2 Polares

En aerodinámica, se denominan curvas de polares a la información tabulada de coeficientes de sustentación y resistencia (C_L y C_D , respectivamente), obtenidos mediante simulación o a partir de datos experimentales en túnel de viento, que resultan de someter a un perfil a la incidencia de un flujo de aire a lo largo de un barrido de ángulos de ataque.

Al desplazarse el perfil a lo largo de una corriente de aire, se produce una variación de velocidad que, por Bernoulli, se traduce en una diferencia de presiones, generando así una distribución de presiones a lo largo del mismo. Si dicha distribución de presiones se integra a lo largo de las superficies superior e inferior del perfil, los efectos de dicho campo de presiones pueden ser asociados a una fuerza cuyo punto de aplicación se sitúa en un punto concreto de la cuerda, denominado centro de presiones. Aunque este punto varía con el ángulo de ataque incidente, suele establecerse como fijo a un cuarto de la longitud de la cuerda con respecto del borde de ataque pasando a denominarse centro aerodinámico (en perfiles simétricos, si bien en asimétricos dicho punto puede variar su posición). Para salvar esta simplificación de suponer la fuerza resultante en un punto fijo, es necesario complementar la polar con el coeficiente de momento C_M (complementando así este coeficiente la definición del centro aerodinámico, como punto donde este último coeficiente descrito sería nulo).

Por lo tanto, estos coeficientes son, en definitiva, una vía de expresión adimensional de la fuerza que se genera en dicho perfil, descompuesta en dirección perpendicular y paralela al

flujo de aire incidente (C_L y C_D , respectivamente). La adimensionalización que por convenio se utiliza es:

$$C_L = \frac{L}{\frac{1}{2}\rho \cdot U_\infty^2 \cdot S} \quad C_D = \frac{D}{\frac{1}{2}\rho \cdot U_\infty^2 \cdot S} \quad C_M = \frac{M}{\frac{1}{2}\rho \cdot U_\infty^2 \cdot S \cdot c}$$

Donde S es el área característica del cuerpo, que se define para un estudio en 2D como la cuerda del perfil (c), mientras que si éste fuese en 3D se define como el producto de la cuerda del perfil y la longitud del mismo.

Estos coeficientes, tal y como se ha mencionado anteriormente, son sensibles al ángulo de ataque incidente; sin embargo existe otro parámetro con el que varían: el número de Reynolds. En concreto, el número se suele definir de forma local bajo la siguiente expresión:

$$Re_{local} = Wc/\nu$$

Por lo general, el coeficiente de sustentación suele ser independiente del número de Reynolds. Esto ocurre mientras el flujo de aire se mantiene pegado al perfil (ángulos de ataque bajos) ya que el efecto de la viscosidad se ve confinado en la capa límite y los esfuerzos cortantes sobre la pared del perfil no influyen en la sustentación en exceso. Sin embargo, para ángulos de ataque mayores (en el entorno de elevados ángulos de ataque cercanos a la zona de entrada en pérdida dinámica), la carencia de cantidad de movimiento en la capa límite, fomentada por el predominio de la viscosidad, produce una considerable disminución del coeficiente de sustentación. A medida que aumenta el número de Reynolds, este brusco descenso en el coeficiente de sustentación se traslada a ángulos de ataque mayores.

A lo largo del desarrollo de este proyecto, se indicará de forma expresa el origen de las polares utilizadas para cada simulación, ya que la validez de los resultados se encuentra muy ligada al uso de coeficientes aerodinámicos adecuados. Sucintamente, los coeficientes aerodinámicos que se utilizarán, se pueden clasificar en 4 tipos:

- Polares potenciales, que recogen mediante una sencilla fórmula la generación de los coeficientes aerodinámicos con el objeto de facilitar la reproducción de resultados, evitando así la posibilidad de introducir errores en las computaciones por la utilización de distintos coeficientes.
- Polares experimentales: obtenidas a través de resultados tabulados de mediciones en túnel de viento.
- Polares tabuladas en los programas utilizados, cuyo origen se supone contrastado con resultados experimentales.
- Polares calculadas mediante WMB (*Wind Multi-Block*): es un método CFD desarrollado y validado por CENER y la Universidad de Liverpool. Éste basa su computación en la resolución de las ecuaciones no estacionarias y promediadas de Navier Stokes (URANS) y está complementado con la implementación de distintos modelos de turbulencia. Para ello, utiliza un método de volúmenes finitos con una discretización espacial centrada en las caras.
- Polares calculadas mediante XFOIL: es un programa desarrollado por Mark Drela (MIT) que permite el análisis y diseño de perfiles aislados a bajos números de Reynolds.

1.3.3 Modelos aerodinámicos

Los métodos utilizados para un análisis aerodinámico (permitiendo el cálculo de velocidades inducidas, determinación de cargas y rendimiento de la turbina) pueden clasificarse: en modelos de Navier-Stokes (CFD: *Computational Fluid Dynamics*), métodos de vórtices y modelos basados en la teoría conjunta del elemento de pala y cantidad de movimiento (BEM: *Blade element and Momentum Theory*).

Los modelos CFD basan, en teoría, su resolución en las ecuaciones completas de Navier-Stokes; si bien, también realizan correcciones como las de los modelos de turbulencia. Así, el cálculo mediante este tipo de modelos suele requerir un tiempo computacional del orden de días [4].

Con menor fidelidad de resolución se encuentran los modelos de vórtices, que establecen una computación diferente para los cálculos realizados en el propio perfil y en su estela, pudiéndose dar combinaciones diferentes. Por ejemplo, el programa GENUVP [5], establece el uso de un modelo de paneles en la pala y un modelo de vorticidad de partículas en la estela libre. Concretamente, este programa tiene un tiempo computacional del orden de horas para la computación de un punto de operación del dispositivo.

Por último, los modelos BEM sólo requieren de datos de geometría básica, condiciones de funcionamiento y datos del perfil (coeficientes de sustentación y resistencia, C_L y C_D , explicados anteriormente), haciendo este método idóneo para lanzar cálculos de fuerzas aerodinámicas durante el diseño, dado que el coste computacional es del orden de segundos [3]. Sin embargo, su sencillez de aplicación está fundada en ciertas simplificaciones que pueden limitar su validez bajo ciertas condiciones:

- Los modelos BEM están limitados para solideces inferiores a 0.2 y en primera aproximación para relaciones de velocidades bajas entre 2-10 [6].
- La teoría BEM genérica supone que no hay interacción entre los distintos tubos de corriente contiguos, por lo tanto la computación de los factores de inducción es independiente en cada tubo de corriente. Para un aerogenerador vertical, los modelos BEM no computan el factor de inducción definido por la directriz de la pala, sin embargo sí computan el factor de inducción axial y el factor de inducción tangente al giro del aerogenerador. No obstante, en ocasiones éste último se supone despreciable.

1.4 Objetivos

WINDUR (*small WIND turbine for URban environments*) es un proyecto europeo que pretende fomentar la introducción de las energías renovables a pequeña escala en el entorno de las grandes urbes. Con este objeto, propone el cálculo y diseño de un aerogenerador de eje vertical con palas de tipo hélice, aunque sin descartar la evaluación de las ventajas que puede ofrecer un rotor de palas rectas. Su misión se pretende orientar a suministrar energía a emplazamientos tales como: azoteas de edificios de más de seis plantas, edificios gubernamentales, pequeñas industrias o fábricas...

Para emprender este proyecto se ha dividido el desarrollo del dispositivo en diversas secciones de trabajo: estimación de las distribuciones de viento en áreas urbanas, desarrollo de especificaciones técnicas y componentes aerodinámicos, diseño de componentes electrónicos (generador, controlador de velocidad, conexión a red...), fabricación e instalación. La colaboración de CENER (CEntro Nacional de Energías Renovables) se centra en obtener las especificaciones técnicas y constructivas del dispositivo evaluadas desde un punto de vista aerodinámico y estructural. No obstante, algunas características son impuestas como requisitos del proyecto (apartado 2.Requisitos).

Concretamente, el objetivo del presente proyecto de fin de carrera consiste en la elección, verificación del correcto funcionamiento y posterior adaptación a las necesidades de WINDUR de una herramienta (ver apartado 3) que permita el análisis aerodinámico de dicho aerogenerador de eje vertical. El propósito posterior es analizar las distintas posibilidades constructivas del dispositivo para garantizar un funcionamiento óptimo (de mayor extracción de energía anual producida), estableciendo así un diseño preliminar.

A continuación, se muestra un breve desglose de las líneas de trabajo para emprender este proyecto descendiendo desde la globalidad del mismo hacia la particularidad del proyecto de fin de carrera:

- En términos generales del proyecto WINDUR, cuya meta es el diseño de un aerogenerador de eje vertical:
 - Maximizar la extracción de la energía cinética del viento para bajas velocidades, contabilizando la distribución del recurso eólico en la zona de implantación y evaluando la capacidad de operar ante cambios bruscos y turbulencias.
 - Estudio de la distribución de cargas a lo largo del rotor y valoración de posibilidad de sobrecargas, evaluando la posibilidad de minimizar el peso de los componentes.
 - Permitir con el diseño final, una fabricación cuya complejidad y coste sea viable como negocio.
- En términos específicos (obtención, valoración y verificación del software de utilizado para analizar el diseño del dispositivo) que serán valorados y evaluados a lo largo del presente proyecto:
 - Verificación del correcto funcionamiento de la herramienta de análisis, mediante la comparación con códigos tanto homólogos como de mayor nivel.
 - Validación de los resultados con datos experimentales.

- Verificar el correcto funcionamiento de las correcciones implementadas de forma intrínseca.
- Adaptación del código, mediante nuevas correcciones, para reflejar resultados más cercanos a la realidad de operación del dispositivo.
- Optimo diseño del rotor en captura de energía atendiendo a los requisitos especificados en el apartado 2.Requisitos.
- En términos de realización de las prácticas curriculares:
 - Formación en herramientas para el cálculo de rendimiento aerodinámico de aerogeneradores verticales.
 - Cálculo de características aerodinámicas para el diseño de un mini-aerogenerador vertical y capacidad de realización de un análisis crítico de dichos resultados obtenidos.

1.5 Estructura

La documentación del presente proyecto se desarrolla a lo largo de **9** capítulos:

El **Capítulo 1** corresponde a esta misma **INTRODUCCIÓN**, dando un marco general y específico en conocimientos de aerodinámica y estableciendo los objetivos y estructura del presente informe.

El **Capítulo 2 REQUISITOS**, donde se exponen las especificaciones de partida requeridas para el diseño de este dispositivo.

El **Capítulo 3 DESARROLLO DE LA HERRAMIENTA DE ANÁLISIS AERODINÁMICO**, donde se realiza una valoración, bajo las opciones disponibles en cuanto a Software. Una vez seleccionado el código, se evalúan las funcionalidades propias de dicha herramienta y se desarrollan otras nuevas. Por último, se verifica y valida su correcto funcionamiento.

El **Capítulo 4 DISEÑO**, que muestran las pruebas realizadas y aspectos considerados para la elaboración de un diseño preliminar del dispositivo junto con un análisis y justificación de dichas elecciones. Además, se aportarán de forma sucinta cálculos realizados por otras áreas influyentes en aerodinámica.

El **Capítulo 5 CÁLCULO Y ANÁLISIS AERODINÁMICO DEL DISEÑO 1**, donde teniendo en cuenta los resultados preliminares del capítulo 4 se expone un primer diseño.

El **Capítulo 6 PRESUPUESTO**, plasma de forma orientativa los costes de ejecución del proyecto, con una estimación preliminar asociada a la elaboración del prototipo.

El **Capítulo 7 CONCLUSIONES Y TRABAJOS FUTUROS**, donde, atendiendo a todos los resultados obtenidos y el exhaustivo análisis realizado, se efectúa una síntesis de las conclusiones extraídas del estudio aerodinámico. Además, se valoran sucintamente trabajos posteriores para inducir mejoras y continuar el proceso de diseño.

El **Capítulo 8 BIBLIOGRAFÍA GENERAL Y REFERENCIAS**, recoge un compendio de artículos y documentos utilizados para apoyar la elaboración del siguiente documento.

El **Capítulo 9 ANEXOS**, que aporta información complementaria al trabajo realizado.

2. Requisitos

Dentro del marco del proyecto WINDUR, la tarea específica encomendada para ser elaborada por CENER es el diseño del rotor del aerogenerador vertical desde un punto de vista aerodinámico y estructural. Este Proyecto de Fin de Carrera se centra principalmente en la valoración aerodinámica del dispositivo. No obstante, en apartados posteriores, también se expone brevemente la evolución de trabajos desarrollados por otras áreas.

Sin embargo, ambas líneas de trabajo deben contabilizar la existencia de ciertas limitaciones establecidas para el dispositivo antes de comenzar su evaluación. Este hecho motiva la introducción de este capítulo, que recoge los requisitos planteados para el dispositivo.

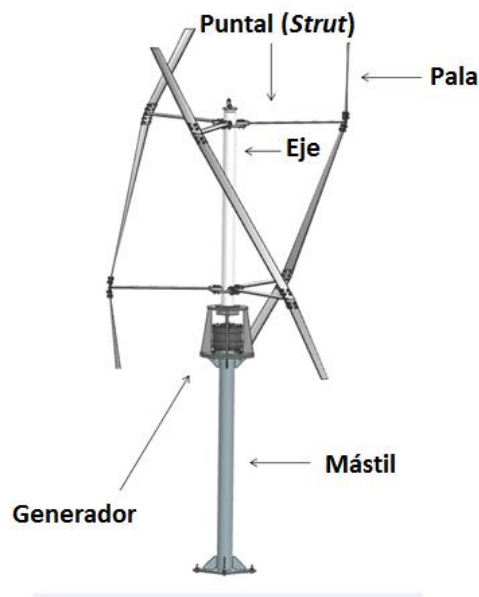


Figura 2.1 Esquema aerogenerador vertical tipo helicoidal

2.1 De diseño

Las especificaciones para el diseño del rotor son:

- El dispositivo debe ser planteado para obtener una energía anual mínima de 2000kWh (AEP: *anual energy produced*), con una potencia nominal útil en torno a 2kW.
- Sus condiciones de funcionamiento deben enmarcarse en una velocidad de giro en un rango entre 40-450rpm, (si bien este parámetro es condicionado por la elección de un generador) y, al estar enfocada la instalación a azoteas de edificios, unas velocidades de viento medias anuales de 5-5.5 m/s. Bajo estas condiciones, debe garantizarse el máximo rendimiento del dispositivo (es decir, maximizar C_p) y, en la medida de lo posible, mejoras en comparación con los aerogeneradores de eje vertical presentes en el mercado. Además, se busca conseguir el arranque del dispositivo para velocidades cercanas a 3m/s.
- Integración en el edificio, siendo relevante, por tanto, la apariencia del dispositivo debida a sus dimensiones.
- Reducción del peso de los componentes, e incluso su tamaño, para facilitar las labores de transporte y costes de instalación. Para esta meta será necesario evaluar la solidez

del dispositivo, es decir, la fracción del área de barrido que realmente ocupan las palas del dispositivo: una solidez elevada implicará más material y fuerzas sobre las palas, mientras que si este parámetro se reduce implicará alcanzar mayores relaciones de velocidad de punta (λ).

- Evaluación de perfiles aerodinámicos considerando su optimización frente a factores como eficiencia, pérdida dinámica (*Dynamic Stall Behaviour*) y ruido.

2.2 Constructivos

Acorde con las especificaciones de diseño expuestas en el apartado anterior, también se enumeran una serie de condiciones constructivas:

- La idea preliminar consiste en la elaboración de un rotor de tipo hélice de tres palas, con la intención de producir uniformidad en el par obtenido (aunque sin descartar la evaluación de un rotor de palas rectas). El motivo de dicho número de palas se encuentra en compromiso con la intención de reducir cargas dinámicas estructurales, ya que los dispositivos con:
 - Una pala: se encuentran sometidos a problemas de equilibrado del rotor.
 - Dos palas: son más sensiblemente afectados por cargas cíclicas que introducen fatiga respecto a los de mayor número de palas, debido a la obtención de valores punta más acusados en ciertas variables como el par (*Torque*).
 - Tres palas: la introducción de una pala más (tres palas) permite mejoras en potencia (aproximadamente un 10% superiores sobre la consideración de dos palas) y además se produce una reducción de las oscilaciones en el par aerodinámico considerable (40%).
 - Más de 3 palas: debido a que el incremento de los costes de fabricación no es compensado por la reducción de cargas dinámicas ni por la mejora en potencia (inferior a 1% en el mejor de los casos).
- Dado el impacto estético que puede ocasionar por su emplazamiento, se establece que el área de barrido del rotor durante su giro debe ser 6.5 m^2 , conservando una relación entre la altura total y el diámetro del mismo (β) limitada entre 1.2-1.9.

2.3 Normativos Generales

Actualmente no existe una normativa internacional aprobada relativa al diseño de aerogeneradores de pequeño tamaño. La filosofía adoptada en España es la remitida en la UNE-EN 61400-2 de 2006 basada en IEC 61400-2:2006 que promueve garantizar la calidad mediante la introducción de requerimientos específicos y una labor ingenieril íntegra que incluya las labores de diseño, instalación, mantenimiento y operación bajo determinadas condiciones de operación. Esta normativa debe complementarse con el uso de normas ISO. El propósito global es proveer a estos sistemas del nivel de protección adecuado para subsanar posibles daños o riesgos durante su vida útil planificada.

Los aspectos del diseño del dispositivo que están sujetos a normativa son:

- Estudios relacionados con los cimientos y la estructura soporte del dispositivo dado que el área de barrido es superior a 2m^2 .
- Distribución de la velocidad del viento: deben introducirse los efectos de turbulencia y flujo cortante de aire (*Wind Shear*) para tener en cuenta el estudio de cargas.
- Variables del entorno: que presenten una incidencia relevante para el correcto funcionamiento del dispositivo, como por ejemplo, temperatura, humedad, densidad del aire, radiación solar, precipitaciones, contaminación y partículas...
- Resistencia a fatiga de todos los componentes estructurales: garantizando su imperturbabilidad mediante simulaciones y ensayos

No obstante, la incertidumbre actual en cuanto al emplazamiento del aerogenerador suscita la posibilidad de modificar el diseño atendiendo a normativas locales o municipales del entorno urbano concreto.

Dado que el presente proyecto se centra de forma más específica en el diseño preliminar aerodinámico del rotor, no se cree conveniente profundizar en la descripción de estas normativas (si bien se debe tener presente su aplicación en la medida en que avanza el proyecto).

3. Desarrollo de la herramienta de análisis aerodinámico

A lo largo de este capítulo se realiza una disertación sobre qué herramienta debe ser la escogida para sustentar el posterior análisis aerodinámico. Una vez escogida, se comprueba su correcto funcionamiento y se implementan nuevas correcciones que se estiman relevantes. Finalmente, se contrastan los resultados simulados con diversos casos de referencia.

3.1 Estudio del arte del software

Los códigos planteados para garantizar el cumplimiento de los parámetros especificados en el marco del proyecto WINDUR fueron CARDAAV [7] y Qblade [8] para el cálculo de rendimiento del dispositivo y de cargas aerodinámicas a lo largo de la fase preliminar de diseño.

Qblade es un software realizado por el Departamento de Mecánica de Fluidos experimental en la Universidad Técnica de Berlín y dirigido por Christian Oliver Paschereit. La intención del mismo era promover la creación de un software de licencia abierta para el cálculo de aerogeneradores, cuyos datos aerodinámicos pudiesen ser suministrados por XFOIL de forma directa. CARDAAV también es un software de licencia libre en el que actualmente confía la organización National Renewable Energy Laboratory (NREL). Además este código ha sido utilizado por diversos laboratorios (IREQ, Sandia National Laboratories, DAF Indal Co., IMST Marseilles, FloWind,...).

Ambos programas realizan el análisis aerodinámico del dispositivo basándose en modelos BEM implementando el modelo DMS de Paraschivoiu [9] [10] (definido brevemente la sección 3.2). No obstante, CARDAAV únicamente permite el estudio de aerogeneradores de eje vertical, mientras que Qblade también permite el estudio de aerogeneradores de eje horizontal.

A continuación se evalúan diversos aspectos de ambos software, expresando de forma justificada los motivos por los cuales se ha elegido CARDAAV para realizar el análisis y diseño preliminar:

- CARDAAV se ejecuta a través de la línea de comandos y se tiene acceso al código fuente. Sin embargo, Qblade tiene su código integrado en GUI (*Graphical User Interface*), sin permitir el acceso al código fuente. Este último hecho imposibilita la tarea de conocer realmente cual es la implementación que realiza Qblade para obtener los resultados (aunque posee la ventaja de suministrar un entorno de mayor sencillez para el usuario). En CARDAAV, por el contrario, el acceso al código fuente permite obtener mayor información del cálculo y las correcciones que se realizan en cada una de las variables obtenidas.
- En cuanto a la introducción de las polares, Qblade permite la extrapolación de las mismas con distintos algoritmos pero valoradas a un número de Reynolds fijado. Este aspecto introduce cierto error en los cálculos, ya que como se comentó anteriormente en el apartado de polares, los coeficientes aerodinámicos son sensibles al número de Reynolds local, el cual es variable teniendo en cuenta la posición en azimut que se valore en el dispositivo. Por otro lado, CARDAAV si permite introducir distintas polares para que el programa interpole según el número de Reynolds local que se obtiene para cada ángulo de ataque.

- La valoración de modelos de pérdida dinámica (*Dynamic Stall*) es un aspecto que debe implementarse en el código de diseño, atendiendo a las especificaciones del proyecto. Este hecho decanta la balanza de elección hacia el código de CARDAAV, ya que este presenta la posibilidad de corrección mediante distintos modelos, mientras que Qblade no cuenta con modelos de pérdida dinámica. En la siguiente gráfica (Figura 3.1) puede observarse como tener en cuenta dichos modelos puede modificar en gran medida resultados como por ejemplo la potencia aerodinámica extraída.

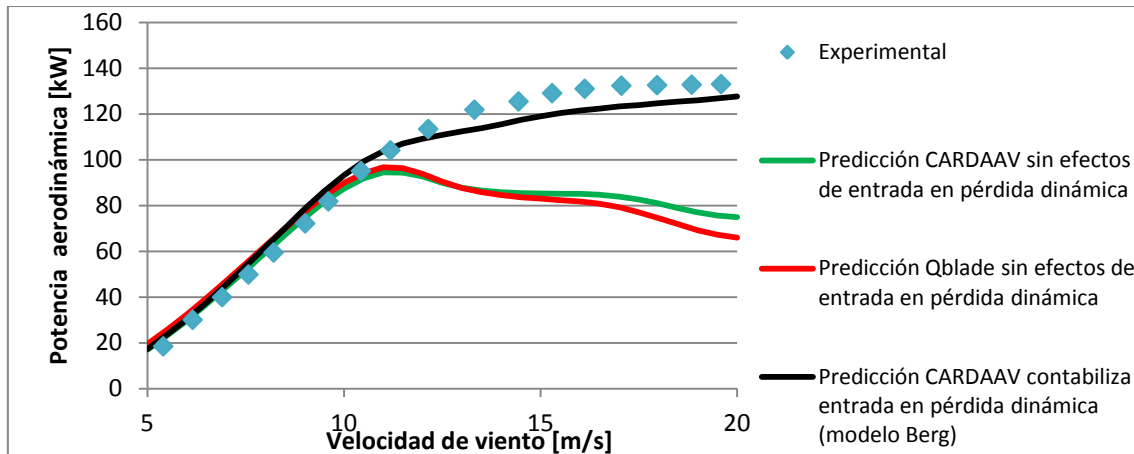


Figura 3.1 Efectos en la potencia aerodinámica considerando u obviando los modelos de pérdida dinámica

- Por último, ciertos cálculos preliminares mostraron que para un mismo cálculo con ambos programas los resultados obtenidos eran bastante dispares. Aun no disponiendo del código fuente de Qblade, el análisis realizado sobre las variables C_p y u desvela que dicho código no implementa ninguna limitación si obtiene valores ilógicos de dichas variables.

En la Figura 3.2 se observa cómo, para un rango de TSR dentro del cual puede barajarse el diseño, el coeficiente de potencia predicho por Qblade supera el límite de Betz ($C_{p,Betz}=16/27\sim0.593$).

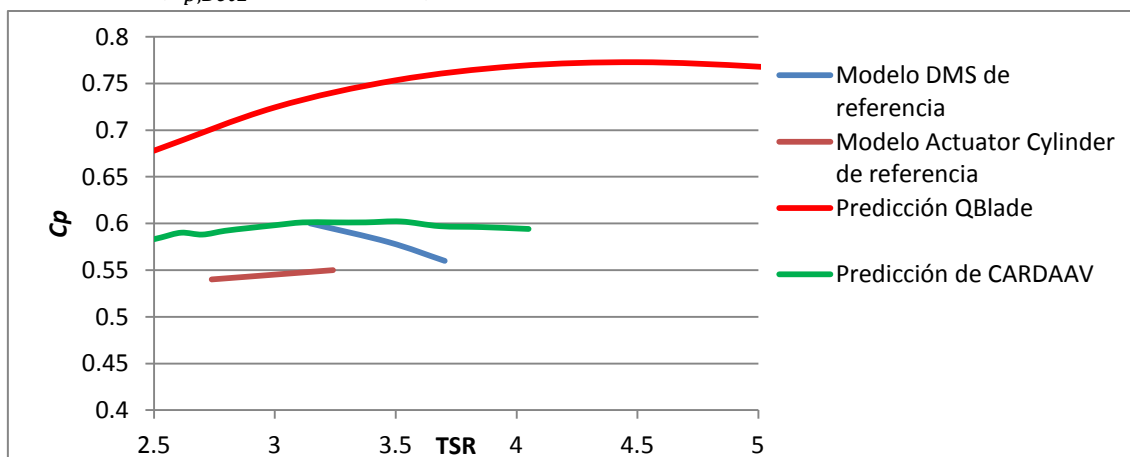


Figura 3.2 Sobrepredicción coeficiente de potencia mediante software Qblade.⁵

Asimismo, de forma paralela, se lleva a cabo una línea de investigación y simulación del dispositivo mediante el programa GENUVP para cálculos de aeroelasticidad de forma principal, aunque su implementación permite también corroborar los cálculos aerodinámicos de

⁵ Los modelos de referencia utilizados son los expuestos en la sección 3.3.1.

CARDAAV. Por lo tanto, aunque puede que se presenten comparaciones entre los resultados obtenidos con ambos programas (CARDAAV y GENUVP), el estudio de los resultados de GENUVP no es el objeto de este documento, cuyo objeto es el análisis de los resultados obtenidos mediante CARDAAV, si bien su comparación puede permitir validar el correcto funcionamiento de este código y apoyar el diseño del dispositivo final.

3.2 Descripción CARDAAV

CARDAAV es un paquete de software recomendado para el análisis de aerogeneradores de eje vertical. En concreto, el código base de partida que se utiliza en CENER es una versión de Marzo de 2014 en cuanto al fichero principal (suministrada por Christophe Sibuet Watters, [7] y [11]). No obstante, el resto de ficheros no han sufrido modificaciones desde 1995.⁶

Este software basa su computación en un modelo BEM, el cual asume que los aerogeneradores verticales se pueden representar como una pareja de discos actuadores en tándem [9] [10], lo que promueve el desarrollo de la teoría BEM en dos direcciones:

- **Doble disco actuador:** su definición teórica consiste en duplicar la teoría explicada sobre el disco actuador (dada en el apartado 1.3.1 Parámetros aerodinámicos), permitiendo así evaluar diferentes velocidades inducidas aguas arriba y aguas abajo del eje del rotor (por tanto, el proceso iterativo de igualación de las fuerzas obtenidas por las teorías que conforman el modelo BEM se realiza de forma independiente aguas arriba y aguas abajo del eje de rotación, modificando únicamente el parámetro de velocidades incidentes).

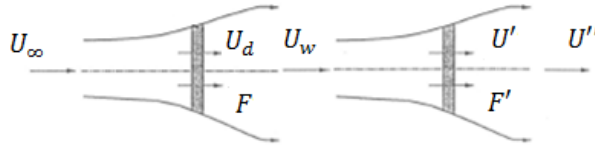


Figura 3.3 Esquema en planta descripción doble disco actuador [6]

- **Múltiples tubos de corriente:** Se produce una discretización en azimuth de distintos tubos de corriente lo que promueve que, por ejemplo, aguas arriba del rotor, se puedan obtener distintos factores de inducción dependiendo de la posición en azimuth (del mismo modo ocurriría aguas abajo, permitiendo así un cambio de la velocidad dependiendo del posicionamiento del tubo de corriente).

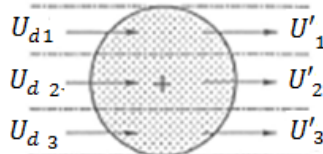


Figura 3.4 Esquema en planta descripción acimutal tubos de corriente en el caso de doble disco actuador [6]

La principal ventaja de tener en cuenta estos dos aspectos con la teoría DMST es que permite evaluar la influencia que ejerce el flujo del primer disco actuador en el segundo disco actuador.

⁶ En este código base se encuentran implementadas las correcciones intrínsecas 3.2.1 que se definen a continuación. No obstante, las computaciones posteriores de validación y prediseño se realizan con el código implementado en CENER. Este código incluye las adaptaciones mencionadas en la sección 3.2.2.

Por otro lado, además de las limitaciones generales de la propia teoría BEM (apartado 1.3.3 Modelos aerodinámicos), se debe sumar a éstas las restricciones que CARDAAV impone debido a su modo de implementación:

- La teoría de cantidad de movimiento predice un empuje (*Thrust*) en el disco actuador menor que el que en realidad se produce. Por ello es necesario aplicar la corrección basada en datos experimentales de Glauert. Sin embargo, en CARDAAV el coeficiente adimensional C_x (coeficiente de empuje) no tiene en cuenta ninguna corrección, de forma explícita, en función del valor del factor de inducción, y por lo tanto el coeficiente de empuje dado será inferior con respecto a un código DMS homólogo que si aplique dicha corrección.

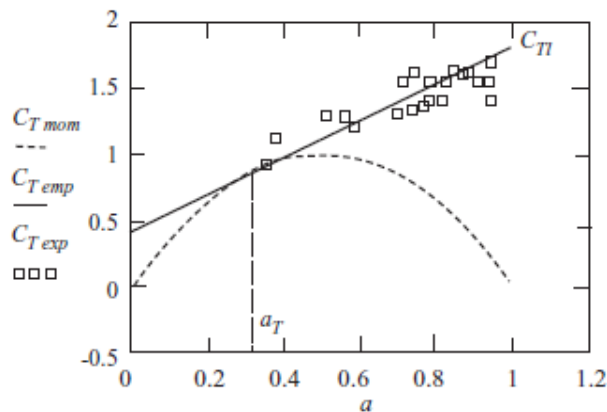


Figura 3.5 Comparación teórica y experimental de los valores del coeficiente de empuje [2]⁷

- Por lo general, un mayor nivel de detalle en la discretización (mayor número de tubos de corriente en que se divide el cálculo aerodinámico) debe suponer un aumento en la precisión de los valores obtenidos. Sin embargo, este hecho no queda garantizado y además CARDAAV se encuentra limitado a establecer como máximo:
 - $NZ=21$, número de tubos de corriente máximo que se pueden establecer a lo largo de la altura total de la pala.
 - $NP \times NT=36$; donde NT es el número de tubos de corriente en azimut y NP número de puntos que se consideran dentro de cada uno de dichos tubos de corriente definidos

Sin embargo, aunque este tipo de modelos (BEM, concretamente con su implementación en CARDAAV), pueda parecer demasiado simplificador si se compara con los modelos aerodinámicos descritos en el apartado 1.3.3, presenta la ventaja de poder realizar un análisis de diversas variables invirtiendo un menor tiempo computacional y teniendo en cuenta diversas correcciones que se explicarán en el siguiente apartado.

Cabe mencionar que en el 9.1 ANEXO A se describe de forma detallada los parámetros de partida y salida de CARDAAV.

⁷ Esta figura ha sido extraída de la referencia mencionada. Donde el coeficiente de empuje C_x era denominado como C_T .

3.2.1 Correcciones intrínsecas

Este apartado enumera y explica brevemente cuales son las correcciones que introduce el código base por defecto en su implementación ([7] y [11]).

Reducción de potencia mediante puntales (*Struts*)

Los puntales son estructuras que permiten la conexión de las hélices del rotor con el eje de giro del aerogenerador. Su introducción permite estabilizar el funcionamiento del dispositivo y reducir la fatiga en las palas pero, no obstante, la inclusión de los mismos produce un descenso en el coeficiente de potencia. Esto conlleva dos aspectos importantes a tener en cuenta en el diseño: el primero, prestar especial atención a las características y posicionamiento de estas uniones (CARDAAV muestra los mismos cálculos de forma independiente al posicionamiento de los mismos luego no permite esta evaluación), y, el segundo, contabilizar las reducciones en el rendimiento del dispositivo que producen las mismas (siendo este aspecto el que puede ser contrastado mediante CARDAAV).

Esta corrección es implementada en CARDAAV mediante la subrutina TOISE, la cual genera una potencia parásita (basada en los coeficientes de resistencia de dichos puntales) que disminuye de forma directa la potencia obtenida a través de un par resistente generado por el dispositivo.

Efectos de torre (*Tower Shadow*)

El efecto de la torre es una corrección que afecta a las computaciones realizadas en el segundo disco actuador, dado que tras atravesar el primer disco actuador y sobrepasar la torre/eje del dispositivo se genera una estela fluctuante, conocida como la sombra de la torre.

Dicha corrección es implementada en CARDAAV mediante la subrutina TOUR, que computa el ancho de la estela generada y el déficit de velocidad por la incidencia del flujo de aire en la torre. Para ello, se basa en parámetros geométricos (Diámetro torre, diámetro rotor...) y el coeficiente de resistencia de la torre (considerando una distribución gaussiana de velocidades detrás del eje del dispositivo y atendiendo a las teorías clásicas del flujo alrededor de un cilindro [12]). Posteriormente, de forma exclusiva para los tubos de corriente que se encuentran inmersos en la estela, se introduce en la computación un factor de inducción DELVIT. Este hecho supone una reducción de velocidad incidente en dichos tubos de corriente a lo largo del segundo disco actuador.

Por lo general, este efecto de disminución de la velocidad se traduce en menor posibilidad de aprovechamiento de la energía cinética, si el rango de oscilación del ángulo de ataque efectivo del dispositivo se encuentra en la zona lineal de los coeficientes aerodinámicos. Sin embargo, puede darse el caso en que este efecto produzca un aumento de energía dependiendo del comportamiento del coeficiente de sustentación en los rangos de variación del ángulo de ataque considerados.

Efecto del viento cortante (*Wind Shear Effect*)

La corrección del efecto del viento cortante consiste en considerar que el flujo de aire libre no presenta la misma velocidad en todas las posiciones del aerogenerador, debido principalmente al rozamiento que sufre el aire con el suelo.

CARDAAV asume que el perfil de viento está descrito en dos dimensiones y corrige la variación del campo de velocidades incidente aguas arriba del primer disco actuador mediante la siguiente expresión:

$$\frac{U_{eq}}{U_{\infty}} = \left(\frac{Z}{Z_r} \right)^{ALV}$$

Donde el exponente del viento cortante suele considerarse en torno a 0.14. (UNE-EN 61400-2 considera un valor de 0.2)

Esta corrección fomenta que la velocidad que percibe la zona superior de las palas del rotor sea superior generando una dependencia espacial de cargas a lo largo de la pala del aerogenerador.

Pérdidas de punta (*Tip Loss*)

El modelo del disco actuador asume que existen un infinito número de palas adjudicando, por lo tanto, una solidez de valor unidad. Este hecho, sin embargo, es incierto para los aerogeneradores, que poseen un número discreto de palas (normalmente tres). Para considerar este hecho se utiliza la corrección de Prandtl. Esta corrección se implementa en los modelos BEM bajo el nombre de corrección de pérdidas de punta.

Concretamente, su consideración produce un aumento del factor de inducción (a) en la zona más externa de la pala, ya que la estela posterior genera una ralentización del flujo, que conduce a visualizar ángulos de ataque menores y con ello inferiores coeficientes de sustentación. En definitiva, permite obtener un resultado más realista del par aerodinámico (*Torque*), ya que considera que la incidencia del flujo no es la misma en la zona ecuatorial que en la punta de las palas.

Esta modificación en el factor de inducción es introducida en CARDAAV, al implementar un modelo BEM, mediante la corrección de Prandtl citada anteriormente. Para aerogeneradores horizontales presenta la siguiente expresión (siendo R y r en este caso la longitud de la pala), simplificada para poder ser utilizada de manera más práctica en este tipo de modelos:

$$f = \frac{2}{\pi} \cdot \cos^{-1} \left(\exp \left(-\frac{N(R-r)}{2R \sin(\phi)} \right) \right)$$

Para la aplicación de dicha expresión para dispositivos de eje de rotación vertical únicamente hay que tener en cuenta que la orientación de las palas se realiza a lo largo de la altura en vez de existir una distribución radial.

En el caso de seleccionar esta corrección en el código se calculará una variable denominada FF (cuya expresión presenta analogía con la mostrada anteriormente y presenta valor unidad en el ecuador del dispositivo [3]) que modificará el cálculo de la velocidad relativa y el ángulo de

ataque, teniendo así en cuenta las pérdidas de punta a lo largo del proceso iterativo anteriormente descrito en BEM.

No obstante, es interesante analizar que, si se trata de aerogeneradores horizontales, la consideración de este efecto es negativa para la producción de potencia de forma directa. El motivo es que la ralentización del flujo en los extremos de la pala conduce a la visualización de ángulos de ataque menores en la punta, disminuyendo así las fuerzas obtenidas en dicho punto (considerando la zona de trabajo lineal de los coeficientes aerodinámicos). Por el contrario, esta asociación no es tan clara en los aerogeneradores verticales dado que el ángulo de ataque es variable con la posición acimutal, y por lo tanto no puede establecerse una correspondencia directa de cómo afecta de forma local al dispositivo la consideración del efecto de pérdidas de punta en cada posición acimutal. Si bien, si se considera la zona de trabajo lineal de los coeficientes aerodinámicos, el efecto global será el mismo que en un aerogenerador horizontal.

Entrada en pérdida (*Dynamic Stall*)

La entrada en pérdida dinámica se produce cuando una superficie de sustentación presenta un movimiento relativo con respecto al flujo de aire incidente que se produce con una frecuencia determinada. Por ejemplo, puede producirse entrada en pérdida en un perfil cuando este se encuentra sometido a un movimiento en un flujo inestable no estacionario o por movimientos del propio perfil, que conduce a que el ángulo de ataque efectivo ascienda a un valor que supera el ángulo estático de entrada en pérdida.

Al incrementarse el ángulo de ataque por encima del ángulo estático de entrada en pérdida, inicialmente, el flujo permanece pegado a la superficie del perfil más tiempo, es decir se retrasa la separación del flujo, lo que produce mayores valores de los coeficientes de sustentación. Además, dependiendo de las condiciones no estacionarias, por encima de un valor crítico de presión adversa o velocidad del fluido en el *leading edge*, se produce un abrupto incremento adicional del coeficiente de sustentación. Este incremento es motivado por la generación de unos vórtices que se desplazan a lo largo de la cuerda. Sin embargo, en el momento en el cual alcanzan el borde de fuga del perfil, se produce una completa separación del flujo que fomenta una brusca reducción de la sustentación. Debida a esta violenta modificación de los coeficientes aerodinámicos, se produce una oscilación significativa de las cargas a lo largo de las palas que puede producir daños en la estructura de la turbina.

En ocasiones, también se engloba genéricamente como pérdida dinámica a las variaciones que se producen en los coeficientes aerodinámicos por debajo del ángulo de ataque estático de entrada en pérdida (aunque es más acertado nombrar este hecho como aerodinámica inestable). En este caso, al incrementarse el ángulo de ataque se experimenta un retraso en el ángulo de ataque efectivo. Esto resulta en un valor del coeficiente de sustentación más bajo que el de la curva estática y lo contrario ocurre al disminuir el ángulo de ataque, generándose un bucle de histéresis.

En el caso de los aerogeneradores verticales, los ángulos de ataque a los que se ve sometido el dispositivo son muy variables, incrementando este hecho en mayor medida la brusca variabilidad de los coeficientes aerodinámicos. Concretamente, este efecto presenta gran

relevancia durante el arranque y parada del dispositivo, ya que estos procesos se encuentran asociados a bajas relaciones de velocidades que van aparejados junto con elevados ángulos de ataque. También es frecuente un gran impacto de este fenómeno si existen vientos racheados y ráfagas.

El fenómeno de entrada en pérdida dinámica sigue siendo sometido a estudio para su correcto entendimiento dado su complejidad. Por ello existen distintas posibilidades de implementar dicha corrección, en concreto CARDAAV, partiendo de los coeficientes estáticos y realizando distintas diversas modificaciones en los mismos, permite utilizar los siguientes modelos:

- **Modelos de Gormont:** simulan este efecto mediante la generación de un ángulo de ataque efectivo diferente al ángulo de ataque considerado desde el punto de vista geométrico y, mediante diversas correcciones analíticas, generan un bucle de histéresis en los coeficientes aerodinámicos que se traduce hacia las fuerzas del dispositivo. Las adaptaciones de estos modelos implementadas en CARDAAV son, en orden creciente de complejidad, las desarrolladas por: Strickland et al, Paraschivoiu et al y Berg [13].
- **Modelo de Beddoes Leishman** [14] (denominado modelo Indicial en CARDAAV): que supone que la pérdida dinámica se produce por tres efectos distintos: la solución del flujo potencial (solución lineal), separación del flujo en la zona no lineal (separación del *trailing* y *leading edge*) y, por último, entrada en pérdida dinámica (*Deep stall*). Debido a la mayor precisión en el cálculo de la separación no estacionaria, este modelo permite aproximar con mayor exactitud el fenómeno de pérdida dinámica.

3.2.2 Adaptación a las necesidades

Tras haber evaluado las funcionalidades propias del código base de CARDAAV, se plantea en esta sección la introducción de nuevas correcciones. La motivación de su inclusión se realiza con la intención de dotar al software de mejoras que permitan una computación de mayor fidelidad con los resultados esperados en la realidad.

Corrección por curvatura del flujo (*Flow Curvature Effect, FCE*)

Diversas investigaciones han concluido que las características aerodinámicas de un perfil son diferentes en función de si éste está sometido a un flujo rectilíneo o curvilíneo. En el caso de aerogeneradores verticales, debido a la rotación de las hélices sobre un eje vertical, el flujo que percibe el perfil se considera curvilíneo. Por ello, para evaluar este efecto, se plantea considerar que un perfil simétrico sometido a un flujo curvilíneo se comporta del mismo modo que un perfil asimétrico sometido a un flujo rectilíneo.

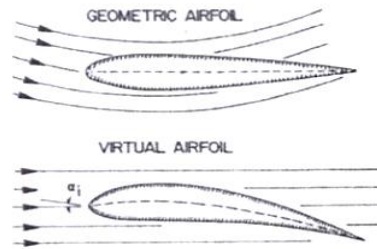


Figura 3.6 Analogía perfil simétrico sometido a un flujo incidente rectilíneo con respecto a un perfil asimétrico sometido a un flujo rectilíneo [15]

Para implementar esta corrección en CARDAAV se han utilizado los argumentos expuestos en la siguiente referencia [15]. En ella se expone una aproximación (para evitar la utilización de un perfil asimétrico) que consiste en que el ángulo de ataque efectivo que realmente visualiza el perfil no se encuentra en el punto de unión entre el eje y la pala (*attachment point*), sino que se desplaza hacia un nuevo punto de referencia (cuya localización puede encontrarse entre $0.5c-1c$ respecto del borde de ataque del perfil) teniendo en cuenta el radio de curvatura del flujo como c/R . En la Figura 3.7 Puede observarse que esta consideración conduce al incremento del ángulo de ataque que está visualizando en realidad el perfil.

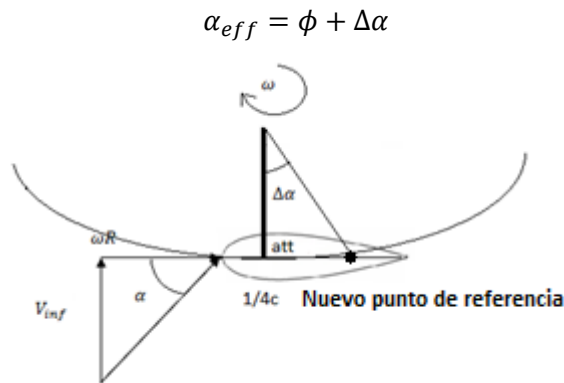


Figura 3.7 Esquema visualización de la generación del ángulo efectivo por efecto del flujo de curvatura

Esta modificación del ángulo efectivo está sustituyendo el perfil simétrico sometido a un flujo curvilíneo por su correspondiente sometido a un flujo rectilíneo, simplemente realizando un cabeceo (*pitch*) del perfil. Esto produce una modificación en la polar que el código considera como dato de entrada.

Dicha transformación consiste en realizar un desplazamiento de la polar (Ver Figura 3.8), es decir, se traspasa la asociación de los coeficientes aerodinámicos de sustentación y resistencia del perfil original (que en realidad se encontraba sometido a un flujo curvilíneo) generándose un pseudo-perfil sometido a un flujo rectilíneo al introducir la modificación en el ángulo de ataque percibido por el mismo.

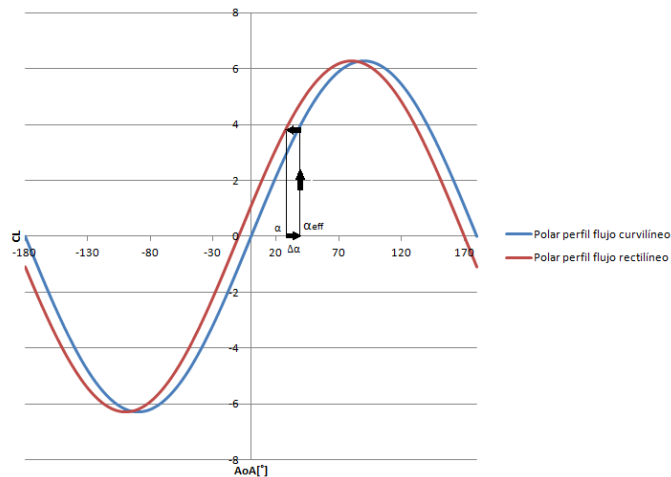


Figura 3.8 Explicación gráfica modificación de una polar potencial para la corrección por curvatura del flujo

Cabe destacar que esta corrección de flujo de curvatura mantiene una relación con parámetros geométricos del dispositivo, es decir, que cuanto mayor sea la modificación en el parámetro c/R , se producirá una modificación más pronunciada en el coeficiente de potencia. Si bien, dependiendo del rango de ángulos de ataque que barre el dispositivo, este efecto podría ser o no contraproducente en la extracción de potencia, es decir, podría implicar el aumento o disminución de las fuerzas aerodinámicas.

Inclinación de las palas

El código base de CARDAAV únicamente presenta la posibilidad de implementación de aerogeneradores verticales con palas rectas. Existen otro tipo de geometrías que pueden ser implementadas, como por ejemplo Troposkien (Aunque no son alternativas que puedan ser sometidas a valoración, dadas las especificaciones para el diseño del proyecto).

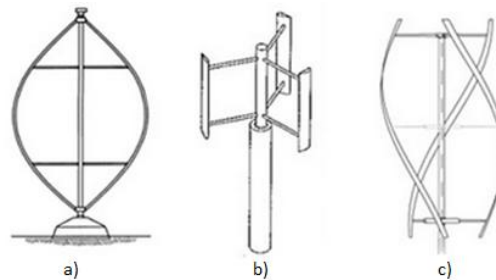


Figura 3.9 Aerogeneradores verticales: a) tipo Troposkien-Darrieus b) tipo H-Darrieus c) tipo helicoidal-Darrieus

Sin embargo, el código no dispone de la capacidad de evaluación de una geometría helicoidal, lo cual conlleva la necesidad de dotar el código de dicha funcionalidad, dado que las especificaciones del diseño establecen conveniente su valoración.

Estas modificaciones fueron realizadas mediante una subcontratación, donde dadas las posibles dificultades de fabricación de la pala, se decide que el perfil pueda mantenerse paralelo al flujo de aire incidente o bien ser dotado de cierta inclinación respecto éste (Ver Figura 3.10).

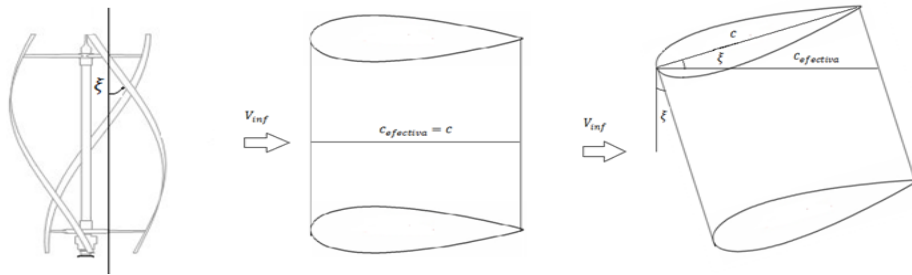


Figura 3.10 Esquemas posibles posicionamientos del perfil seleccionado a lo largo de la pala

Introducción de perfiles asimétricos

CARDAAV, en su implementación de partida, sólo permite realizar computaciones utilizando perfiles simétricos (previamente definidos por defecto en el programa). Sin embargo, se cree conveniente realizar modificaciones en el programa para poder evaluar perfiles asimétricos. En concreto, se plantea el perfil DU06W200 ya que se desea corroborar su mejor funcionamiento para relaciones de velocidades bajas, ofreciendo un mayor coeficiente de potencia [16].

El programa obtiene los coeficientes aerodinámicos necesarios para la computación de forma diferente según el modelo de pérdida dinámica que se seleccione y, por consiguiente, en los siguientes apartados se especifica sucintamente qué modificaciones se han realizado para permitir la lectura de dichos parámetros de entrada.

- Modificaciones Modelo Berg

Inicialmente, el modelo de pérdida dinámica de Berg se abastecía de la información de coeficientes aerodinámicos a través del archivo de polares y .DEC. No obstante, únicamente podían definirse dichos valores de coeficientes de sustentación y resistencia para ángulos de ataque positivos, e internamente el código realizaba la duplicación de dicha información.

Por lo tanto, para evitar dicha asociación incorrecta para los perfiles asimétricos, se inhabilita dicha duplicación y opta por la definición completa de la polar, abarcando tanto ángulos de ataque positivos como negativos.

- Modificaciones Modelo Indicial

El modelo Indicial evita la utilización directa de los coeficientes de sustentación y resistencia mediante la inicialización de parámetros que le permiten la construcción interna de la polar. Sin embargo, para evaluar un perfil asimétrico las variables relacionadas con la generación de la función de separación del perfil han de darse por duplicado.

Si bien, los parámetros relacionados con aspectos temporales intrínsecos del modelo o de eficiencia permanecerán inalterados independientemente del signo del ángulo de ataque incidente.

Modificaciones en los parámetros de entrada de los modelos de pérdida dinámica

Debido a la necesidad de consideración de los modelos de pérdida dinámica (Figura 3.1), se decide investigar sobre el valor que deben tomar los parámetros que nutren dicha computación. La intención de estas modificaciones es equiparar la introducción de datos de entrada en ambos modelos y asegurar que el cálculo se realiza sobre condiciones iniciales similares.

- Modificaciones Modelo Berg

El modelo de Berg ([13]) únicamente requiere para realizar su corrección el valor del ángulo de entrada en pérdida dinámica. Dicho ángulo (denominado en inglés *stall angle*) se computa con la pérdida de linealidad del coeficiente de sustentación, en concreto se decide establecer la computación de dicho ángulo cuando la pérdida de linealidad suponga una desviación del 2%. (Se adjunta en el apartado 9.2 Anexo B: Generación de parámetros de partida de los modelos de entrada en pérdida dinámica el modo de obtención de dicho parámetro).

- Modificaciones Modelo Indicial

El modelo de Beddoes Leishman [14], dada su mayor complejidad, requiere un mayor número de parámetros⁸ de partida extraer las fuerzas aerodinámicas no estacionarias. Dado que este modelo computa el efecto de entrada en pérdida bajo la superposición de tres efectos⁹, se explica a continuación brevemente qué datos requiere cada fase para su computación:

Fase de flujo potencial (o pegado)

Para evaluar esta fase se utiliza un modelo de respuesta indicial, que usa una serie de funciones para aproximar las variables de salida ante una perturbación escalón. Para ello, contabiliza dos contribuciones: una circulatoria, que evalúa la transición desde el estado inicial justo antes de la perturbación a un estado final estacionario después de ésta (requiriendo para ello conocer la pendiente de la curva estática $C_N - \alpha$ denominada CLA en CARDAAV); y una impulsiva, que computa el efecto de dicha alteración momentánea. Estas contribuciones se manipulan por superposición usando una aproximación a la integral de Duhamel a través de diferencias finitas, para cualquier historia arbitraria de ángulos de ataque.

$$C_N = C_N^C + C_N^I$$

⁸ Para definir dichos parámetros se han consultado diversas publicaciones (por ejemplo [22] y [23]) y se ha comparado con los parámetros que presentaba por defecto el programa. Se adjunta en el apartado 9.2 Anexo B: Generación de parámetros de partida de los modelos de entrada en pérdida dinámica el modo de obtención de CLA, CNCR y Cd0.

⁹ Únicamente se adjunta la formulación simplificada de obtención de C_N . No obstante, puede obtenerse la formulación para C_t en la referencia [14].

Separación del borde de ataque (*Trailing edge*) y del borde de salida (*Leading edge*)

Para incorporar la respuesta no estacionaria existen dos contribuciones de separación del flujo: del borde de ataque y del borde de salida del perfil. Para evaluar ambas es necesario introducir:

- Para la separación del borde de salida: La función de separación a lo largo del perfil (f_{aprox}) que establece el desprendimiento flujo (donde además se tiene en cuenta un retraso no estacionario que modifica esta función, a través de una constante de tiempo $T_f=3$). En CARDAAV, se implementa mediante la siguiente formulación:

$$f_{aprox} = \begin{cases} 1 - 0.38 \cdot \exp\left(\frac{AoA - alp1}{SS1}\right) & f_{aprox} \geq 0.62 \\ 0.62 + pente(AoA - alp1) & 0.62 < f_{aprox} < 0.2 \\ 0.025 + 0.175 \cdot \exp\left(\frac{alp2 - AoA}{SS2}\right) & f_{aprox} < 0.2 \end{cases}$$

Dónde:

- $pente = tg\left(0.38 \cdot SS3 \cdot \left(\exp\left(-\frac{1}{SS1}\right) - 1\right)\right)$
- $alp2 = \frac{-0.42}{pente} + alp1$

Para generar estos parámetros de entrada (SS1, SS2, SS3 y alp1) será necesario recurrir a los datos experimentales estáticos mediante la siguiente formulación:

$$\text{Función de separación experimental} = \left(\sqrt[2]{\frac{C_{N,estático}}{CNC \cdot 0.25}} - 1 \right)^2$$

Dónde:

$$CNC = CLA \cdot (AoA - alp0) \cdot \cos((AoA - alp0))^{10}$$

Tras la generación de esta función de separación, puede obtenerse la contribución de este efecto (sólo en la contribución circulatoria):

$$C_N = 0.25 \cdot \left(1 + \sqrt{f_{aprox}}\right)^2 \cdot CNC$$

- Para la separación del borde de ataque: se aplica un retraso temporal (con constante de tiempo $T_p=1.7$) sobre C_N que contribuye a la estimación de C'_N con el que evaluar las condiciones bajo las cuales comienza la pérdida dinámica. Este criterio establece que si C'_N supera un valor fijado ($CnCR$) se inicie la computación de la contribución del *Deep stall*.

Fase de entrada en pérdida dinámica (*Deep stall*)

En esta fase se produce la modelización del desplazamiento del vórtice desde el borde de ataque en adelante. Esto requiere la introducción de dos constantes de tiempo $T_v=6$ y $T_{v1}=7$, relacionadas con el movimiento de los vórtices y el movimiento del centro de presiones del perfil. Esta computación añade una nueva contribución a C_N debida a la pérdida dinámica.

$$C_N = C_N + C_N^V$$

¹⁰ Nota: se produce la adición de alp0 al ángulo de ataque en el caso del cálculo de la función de separación dada la modificación para introducir perfiles asimétricos (alp0=0 en perfiles simétricos).

3.3 Verificación y validación

En el siguiente apartado se evalúa el correcto funcionamiento del código ante la computación de diversos parámetros aerodinámicos que serán la base para el análisis del posterior diseño.

Por este motivo se contrastan los resultados obtenidos mediante la simulación con CARDAAV tanto con resultados experimentales (validación) como con resultados simulados por otros códigos (verificación) con el objeto de enmarcar las posibilidades del software elegido. Es decir, se pretende encuadrar bajo qué condiciones de operación puede asegurarse la fiabilidad de los resultados simulados.

3.3.1 Caso configuración recta: Simulación caso potencial ideal

Esta primera validación permite corroborar la fiabilidad de las computaciones simuladas mediante CARDAAV para el caso de un aerogenerador de eje vertical de palas rectas, teniendo en cuenta únicamente la corrección de flujo incidente curvilíneo [17].

La principal motivación que conduce a evaluar este caso se basa en que las computaciones han sido realizadas asumiendo un flujo potencial. Por lo tanto esto garantiza que los modelos (tanto CARDAAV como los establecidos en el documento de referencia) están calculando bajo condiciones similares, dado que no se está produciendo un desprendimiento de la capa límite.

Para este objeto, dada la implementación BEM de CARDAAV, se evita la comparativa con los modelos de vórtices y únicamente se contrastan los resultados con los modelos de menor complejidad: modelo DMST (cuya formulación de doble disco actuador en tándem es análoga a la implementada en CARDAAV) y Actuator Cylinder (basado en la extensión del concepto del disco actuador hacia una superficie actuadora que coincide con el área barrida por el aerogenerador [18]).

Descripción del dispositivo

El aparato sometido a estudio consiste en un aerogenerador de eje vertical con las siguientes características constructivas:

Tabla 3.1 Descripción dispositivo para el caso potencial ideal

Número de palas	2
R[m]	1
H[m]	1
Perfil	NACA0015
Cuerda [m]	0.06-0.14
ω [rad/s]	20.25
Punto de unión considerado entre la pala y el eje del dispositivo	¼·cuerda respecto al borde de ataque

Los coeficientes aerodinámicos del perfil son descritos bajo una formulación de flujo no viscoso y sin separación:

$$C_L = 2\pi \cdot 1.11 \cdot \sin(\alpha)$$
$$C_D = 0$$

Parámetros comparados

Los resultados expuestos en [17] que son comparables con los parámetros de salida de CARDAAV y cuya computación debe corroborarse son:

- Evolución de C_p para distintos valores de solidez y relación de velocidades (σ y λ , respectivamente).
- Para valores concretos de σ y λ , se evalúa
 - El coeficiente de empuje C_x
 - En la zona ecuatorial del dispositivo y en su progreso a lo largo del azimut del mismo:
 - El ángulo de ataque al cual se encuentra sometido el perfil (sin tener en cuenta la corrección del flujo de curvatura)
 - El factor de inducción, a .
 - Las fuerzas normales y tangenciales sujetas a adimensionalización mediante el factor $0.5\rho\lambda^2U_\infty^2Hc$.

Valoración de resultados

Dado que esta computación se realiza sin tener en cuenta modelos de pérdida dinámica, CARDAAV puede realizar los cálculos bajo cualquier discretización de tubos de corriente. Por ello, para evitar discontinuidades en las variables sometidas a estudio, se han realizado los cálculos con el mayor número de tubos de corriente posibles ($NT=36$), asegurando así tanto la correcta computación como asociación de los factores de inducción para cada posición de azimut determinada.

- **Evolución de C_p :** En las siguientes gráficas (Figura 3.11 y Figura 3.12) se observan las predicciones de CARDAAV (nombradas como CARDAAV-CENER¹¹) en su evolución respecto a la solidez y la relación de velocidades frente a los modelos de referencia (DMST y Actuator Cylinder) descritos en [17]. En ellas se aprecia que las predicciones de CARDAAV son inferiores a las estimadas por el modelo de DMST de referencia y superiores, por lo general, si se comparan con el modelo de Actuator Cylinder de referencia.

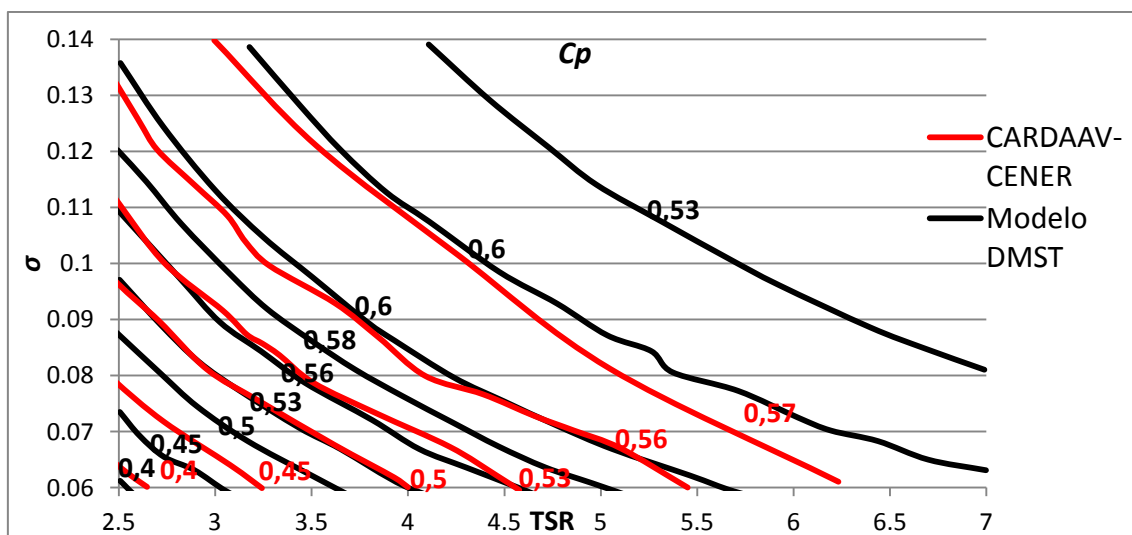


Figura 3.11 Evolución del coeficiente de potencia predicho por CARDAAV con FCE comparado con la simulación del modelo DMST

¹¹ A partir de este momento, cualquier computación realizada con CARDAAV es realizada con el código modificado en CENER, aunque no se escriba de forma expresa.

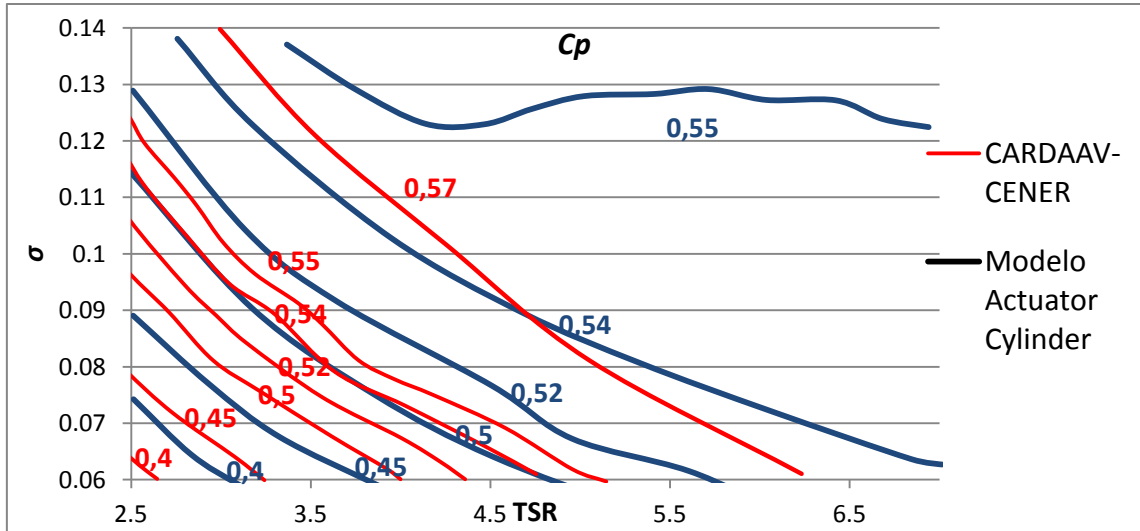


Figura 3.12 Evolución del coeficiente de potencia predicho con CARDAAV con FCE comparado con la simulación del modelo Actuator Cylinder

También se estima oportuno comprobar, en este caso, cual es la influencia de no tener en cuenta los efectos de flujo de curvatura en el coeficiente de potencia. Atendiendo a los resultados de la Figura 3.13, se comprueba que, para un valor concreto de σ y λ , $C_{p,con FCE contabilizado}$ es inferior a $C_{p,sin contabilizar FCE}$. Además, dicha diferencia se incrementa al aumentar la relación entre la cuerda del perfil y el radio del dispositivo.

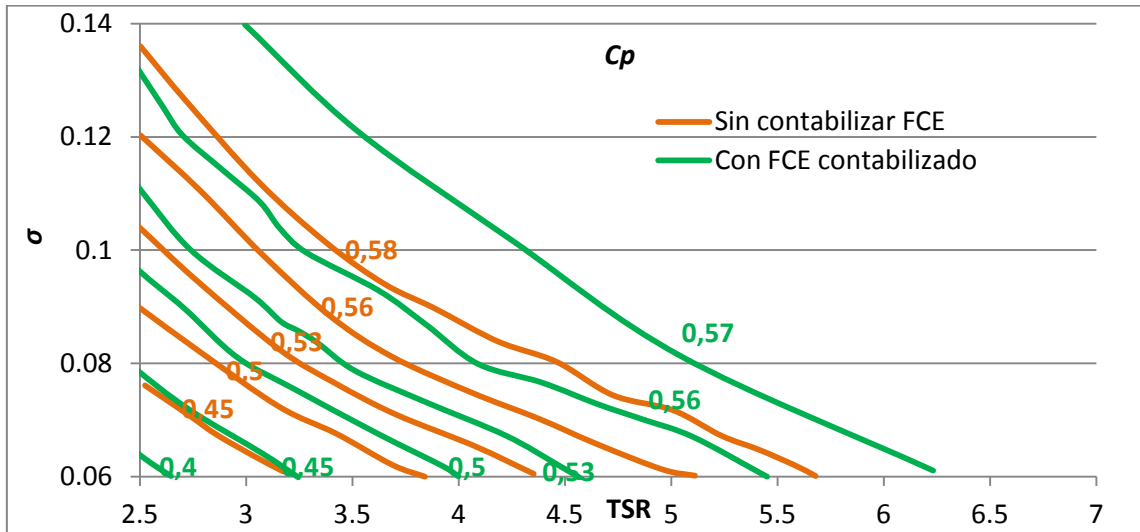


Figura 3.13 Evolución del coeficiente de potencia predicho con CARDAAV con y sin FCE

- **Evolución del coeficiente de empuje, C_x :** Se computa el coeficiente de empuje total y el de potencia del dispositivo en 4 puntos de operación: $\sigma = 0.1$ y $\lambda = 4.5$, $\sigma = 0.12$ y $\lambda = 4.05$, $\sigma = 0.14$ y $\lambda = 2.5$ y $\sigma = 0.1$ y $\lambda = 2.5$. En estos casos, se observa que CARDAAV aporta un valor intermedio del coeficiente de empuje (C_x) al comparar con los modelos de referencia. No obstante, dado que los modelos de referencia implementan la corrección de Glauert¹² mientras que CARDAAV no la contabiliza, se decide valorar otro modo de computación de dicho coeficiente que valore dicha corrección experimental ($C_{t_calculado}$).

¹² $C_x(a) = C_{t,calculado} \begin{cases} 4a(1-a) & -\infty < a < 1 - 0.5\sqrt{1.6} \\ 1.6 - 4(\sqrt{1.6} - 1)(1-a) & a > 1 - 0.5\sqrt{1.6} \end{cases}$

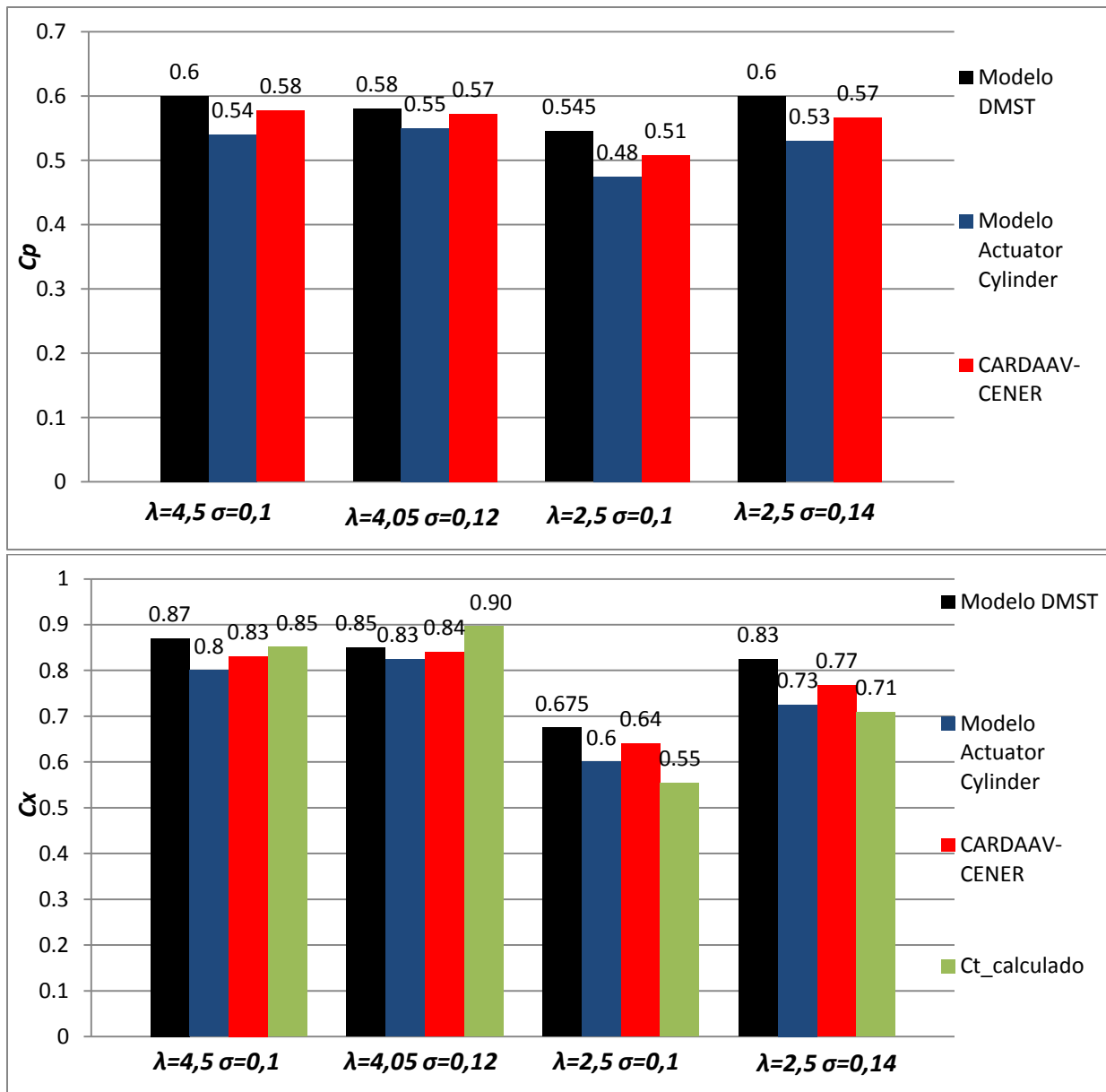


Figura 3.14 Evolución coeficiente de potencia y de empuje bajo distintas condiciones de operación. Verificación caso potencial ideal

- **Evaluación σ y λ fijados:** Para evaluar el comportamiento a lo largo del azimut del dispositivo, en la sección ecuatorial del mismo, es necesario fijar la solidez y la relación de velocidades. Bajo dicho objeto se evalúan los casos de $\sigma = 0.1 \lambda = 4.5$ y $\sigma = 0.1 \lambda = 2.5$.

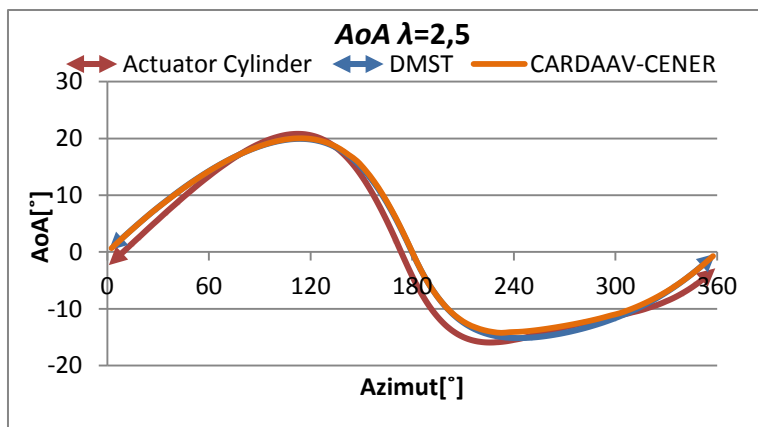
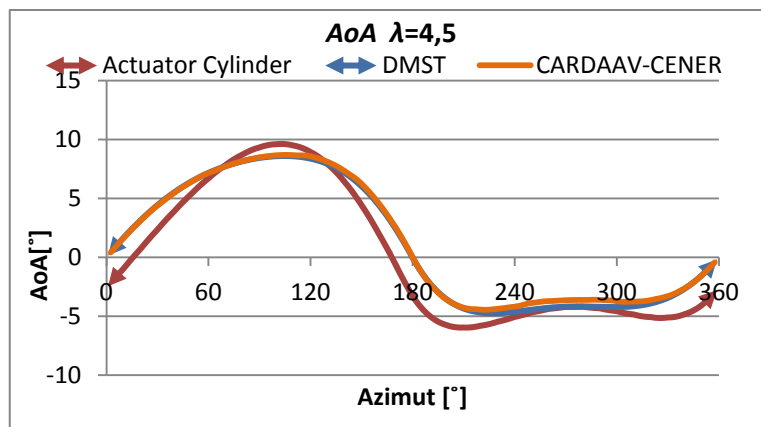


Figura 3.15 Evolución del ángulo de ataque a lo largo del azimut ($\lambda=4.5$ y $\lambda=2.5$) para el caso potencial ideal

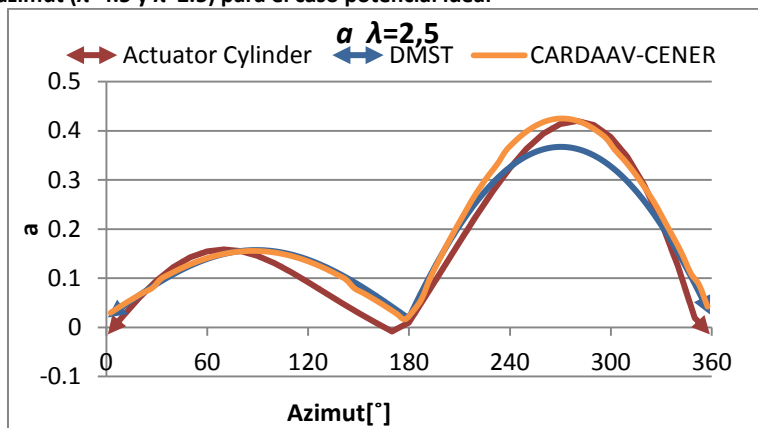
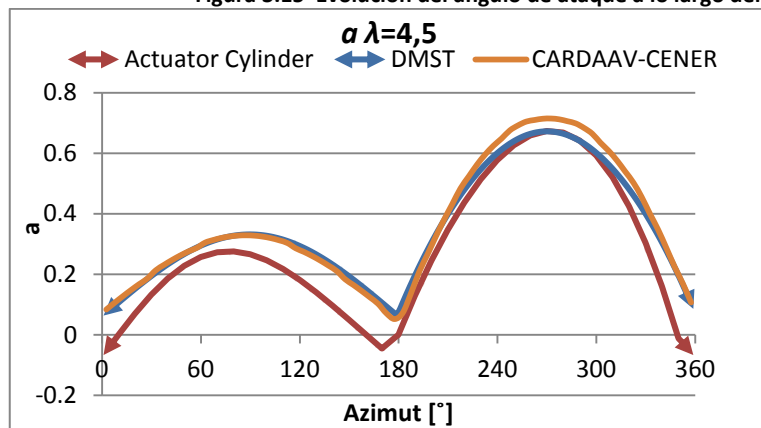


Figura 3.16 Evolución del factor de inducción a lo largo del azimut ($\lambda=4.5$ y $\lambda=2.5$) para el caso potencial ideal

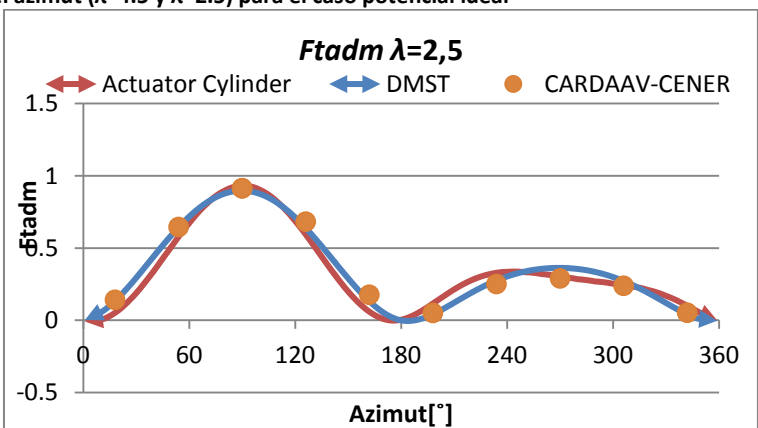
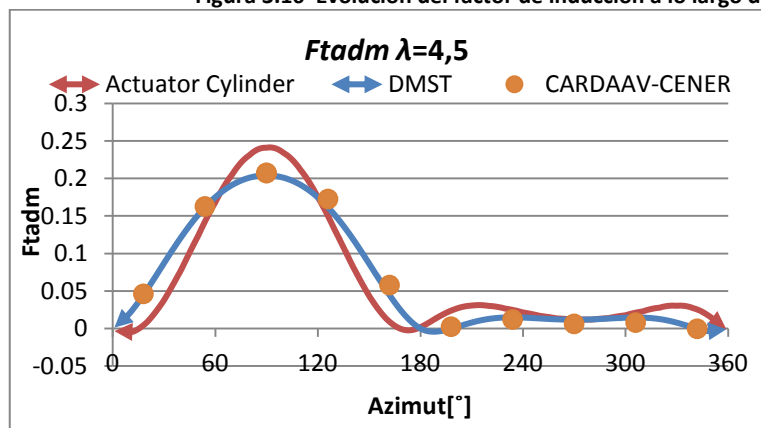


Figura 3.17 Evolución de la fuerza tangencial adimensional a lo largo del azimut ($\lambda=4.5$ y $\lambda=2.5$) para el caso potencial ideal

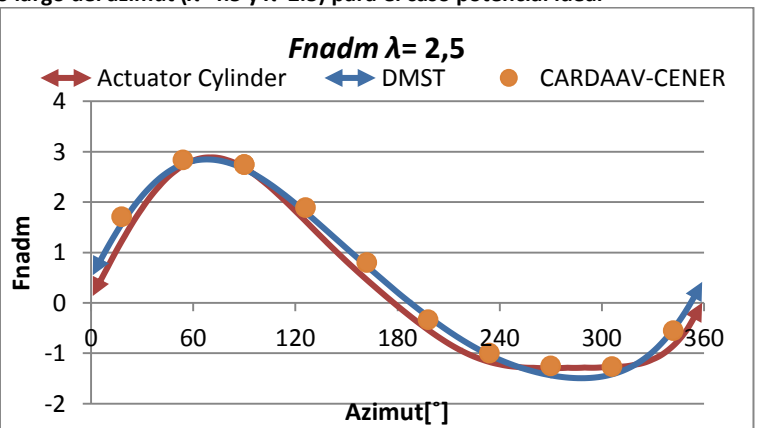
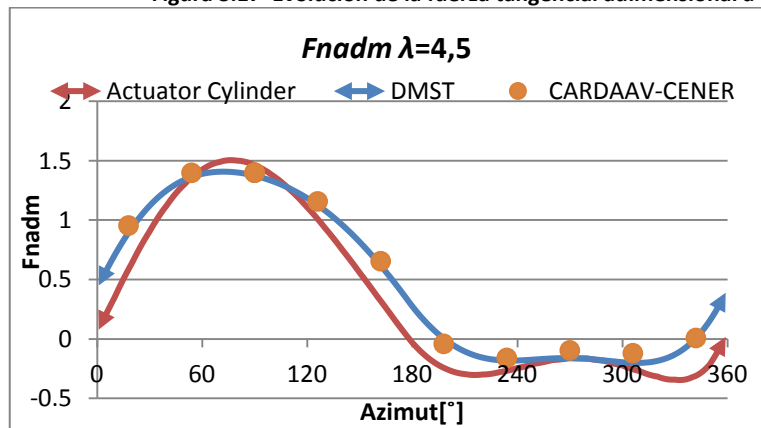


Figura 3.18 Evolución de la fuerza normal adimensional a lo largo del azimut ($\lambda=4.5$ y $\lambda=2.5$) para el caso potencial ideal

En las figuras anteriores (Figura 3.15-Figura 3.18) se observa que la predicción de CARDAAV presenta gran analogía con los modelos de referencia DMST y Actuator Cylinder. No obstante, cabe destacar que existe una dispersión significativa en el factor de inducción a lo largo del segundo disco actuador (16% como máximo y más pronunciado para $\lambda=2.5$).

Conclusiones

Tras la comparativa de variables, se ha podido verificar una gran similitud de los resultados simulados mediante CARDAAV con respecto a los códigos homólogos utilizados como referencia. Concretamente, puede concluirse:

- Las predicciones de CARDAAV para C_p son entre un 0.03-0.04 inferiores a lo esperado según el modelo DMST y entre un 0.02-0.04 superiores a lo predicho por el modelo Actuator cylinder.
- Se comprueba que la contabilización de la curvatura de flujo induce a una predicción inferior del coeficiente de potencia si se compara con una computación que no asuma dicho efecto. Dicha dispersión aumenta con el incremento de la relación c/R , es decir, es menos significativa a baja solidez.
- Aunque las predicciones en coeficiente de empuje de CARDAAV no implementan la corrección de Glauert, el resultado obtenido por el programa se posiciona en un rango intermedio entre las simulaciones de referencia.
- Si se intenta introducir en CARDAAV la corrección de Glauert, no se obtiene una mejora significativa en la predicción del coeficiente de empuje.

Finalmente, realizando una perspectiva global de las variables C_p , C_x , a , AoA , $F_{t,adm}$ y $F_{n,adm}$ se observa que el rango de convergencia donde CARDAAV presenta menor dificultad de convergencia en su criterio iterativo se produce en el triángulo descrito por los siguientes puntos:

$$\sigma = 0.06 \lambda = 2.5$$

$$\sigma = 0.12 \lambda = 2.5$$

$$\sigma = 0.06 \lambda = 4.5$$

3.3.2 Caso configuración troposkien con modelos de entrada en pérdida dinámica

El segundo caso de validación tiene como objetivo principal corroborar el correcto funcionamiento de CARDAAV ante la contabilización de los modelos de pérdida dinámica. Además, se realiza un análisis de “sensibilidad” para la elección de la discretización (número de tubos de corriente). Por otro lado, los cálculos se realizan bajo la introducción de coeficientes aerodinámicos obtenidos por diversas fuentes con intención de evaluar el impacto en los resultados.

Descripción del dispositivo

Las características constructivas de este dispositivo (denominado Caso MAGDA) han sido extraídas de los ficheros de datos adjuntos al código:

Tabla 3.2 Descripción dispositivo MAGDA

Número de palas	2
R[m]	12.2061
Zr[m]	9.1
H[m]	36.6
ω [rpm]	29.4
Perfil	NACA0018
Cuerda [m]	0.61
Punto de unión considerado entre la pala y el eje del dispositivo	$\frac{1}{2}$ · cuerda respecto al borde de ataque
Tipo de pala	<i>Darrieus-Troposkien</i>

Parámetros comparados

El parámetro comparativo a lo largo de este apartado de validación será el valor experimental de potencia aerodinámica obtenida para un aerogenerador de eje vertical de tipo *Darrieus-Troposkien* [7].

Consideraciones

Para la implementación de los cálculos en este dispositivo se ha tenido en cuenta:

- El efecto del viento cortante, debido a las grandes dimensiones del dispositivo.
- La corrección de curvatura de flujo, debido a su relevancia dada la rotación del dispositivo en torno a un eje vertical.
- El efecto de punta en las palas.
- Coeficientes aerodinámicos:
 - Definidos por defecto en CARDAAV
 - Obtenidos mediante la computación con el programa WMB¹³

¹³ Puede observarse en el apartado 9.3 las diferencias entre los coeficientes aerodinámicos de las diversas fuentes.

Valoración de resultados

A lo largo de este apartado se evalúa la sensibilidad de los modelos entrada en pérdida dinámica ante las distintas discretizaciones de tubos de corriente:

Posteriormente se comienza a evaluar la sensibilidad a las discretizaciones:

- **Modelo de Berg:** en la Figura 3.19 (a) y (b) se observa el ajuste bajo distintas discretizaciones con los resultados experimentales. Dado el mejor ajuste de la polar de WMB con respecto a la experimental (ver figuras de la sección 9.3), se opta por escoger como más acertada la discretización establecida por 6 tubos de corriente y computación de 6 puntos en cada uno de los mismos. Si bien para altas velocidades de viento o altos valores de potencia nominal no se cree oportuno descartar la computación mediante un único punto en cada tubo de corriente, dado que la discretización elegida como base (6x6) infravaloraría la potencia obtenida.

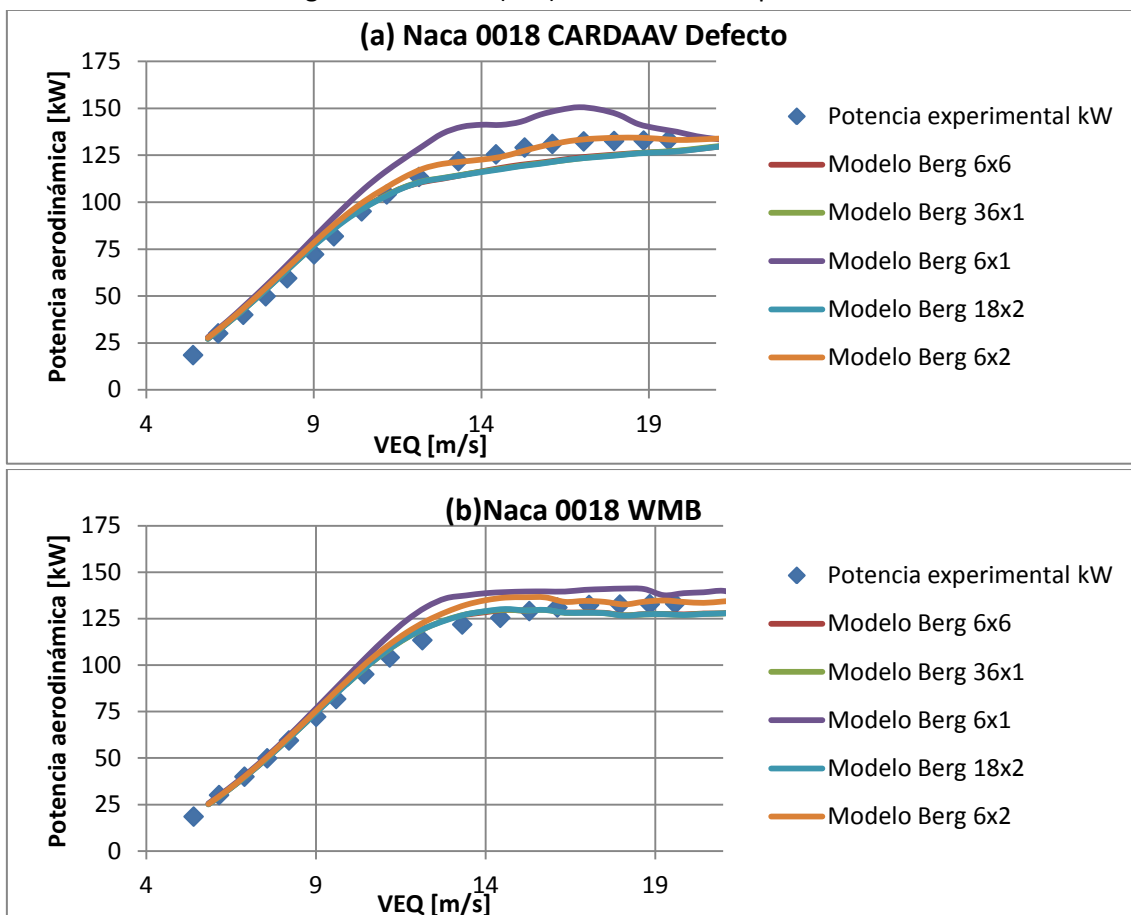


Figura 3.19 Resultados experimentales y simulados por CARDAAV para el modelo de pérdida dinámica de Berg en el dispositivo Magda: (a) Polar NACA0018 CARDAAV defecto y (b) Polar NACA0018 WMB¹⁴

- **Modelo Indicial:** en la Figura 3.20 (a) y (b) se observa de nuevo la simulación de CARDAAV bajo distintas discretizaciones con los resultados experimentales. La elección de la discretización base para este modelo de pérdida dinámica presenta el mismo razonamiento que para el modelo de Berg. No obstante cabe destacar que este modelo de pérdida dinámica presenta una mayor sensibilidad a la elección del número

¹⁴ Las discretizaciones 18x2, 36x1 y 6x1 coinciden en resultados (número de tubos de corriente x número de puntos evaluados en cada tubo de corriente). V_{EQ} es la velocidad en el ecuador del dispositivo

de tubos de corriente e incluso mayores dificultades en convergencia de resultados (motivo aparición líneas discontinuas).

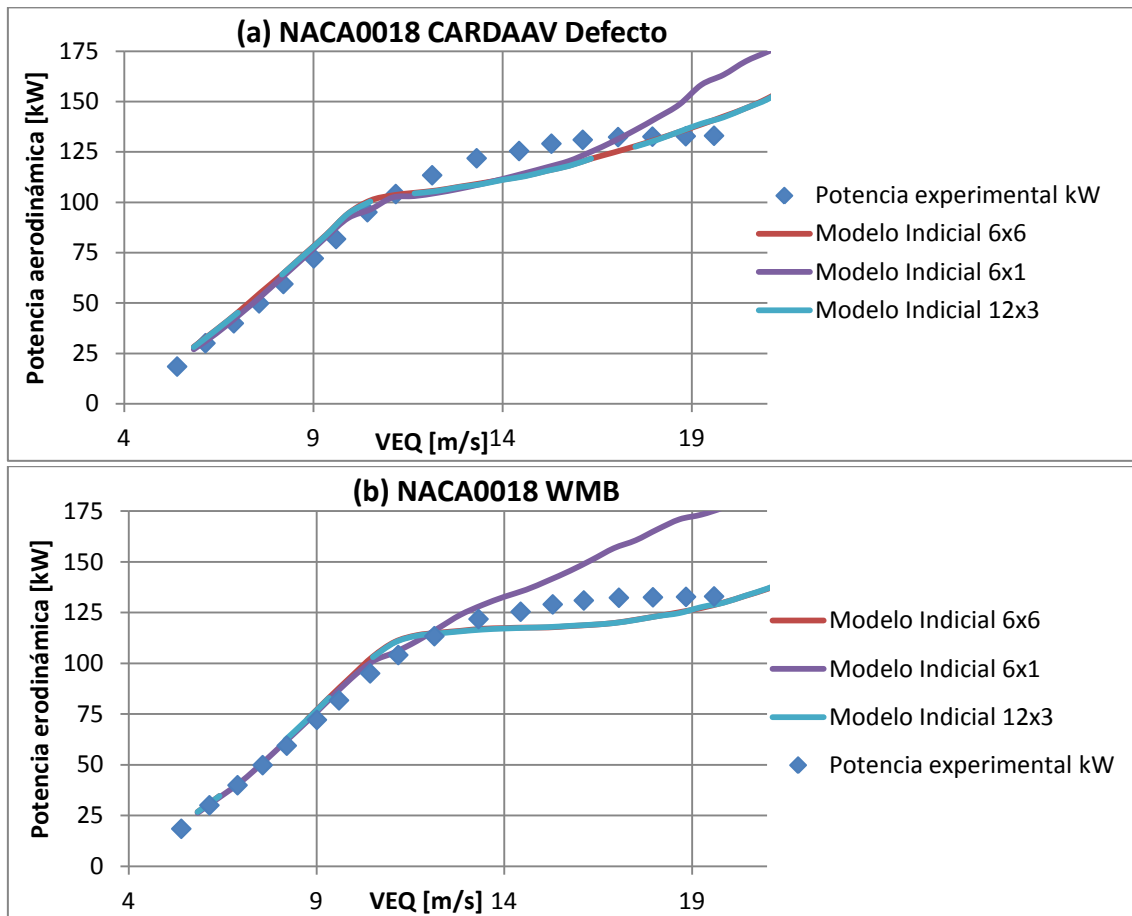


Figura 3.20 Resultados experimentales y simulados por CARDAAV para el modelo de pérdida dinámica Indicial en el dispositivo Magda: (a) Polar NACA0018 CARDAAV defecto y (b) Polar NACA0018 WMB¹⁵

Conclusiones

Las deducciones extraídas de este caso de validación son:

- En la predicción de potencia aerodinámica, ambos modelos de pérdida dinámica presentan una sensibilidad a la discretización de tubos de corriente elegida. Por los resultados obtenidos se estima que para ambos modelos la mejor elección consiste en utilizar 6 tubos de corriente y la computación de 6 puntos dentro de cada uno de los mismos. No obstante, dicha elección muestra sobrevaloraciones de potencia aerodinámica en la simulación a bajas velocidades de poca relevancia comparadas con las infravaloraciones que se producen a altas velocidades.
- La importancia de los datos de entrada introducidos (coeficientes aerodinámicos), ya que las distintas polares introducidas han mostrado cierta dispersión de resultados de potencia (en ocasiones en torno a un 10%).

¹⁵ Las discretizaciones 12x3 y 6x6 coinciden en resultados (número de tubos de corriente x número de puntos evaluados en cada tubo de corriente). Además la falta de convergencia para ciertas condiciones de operación puede mostrar, tal como se ve en la gráfica, curvas discontinuas. V_{EQ} es la velocidad en el ecuador del dispositivo.

3.3.3 Caso configuración helicoidal con modelos de entrada en pérdida dinámica

El tercer caso de validación tiene como objeto corroborar la correcta predicción de los coeficientes de potencia y potencia con respecto al dispositivo TURBY, tanto con los resultados experimentales evaluados en túnel de viento como con resultados simulados [19]. El interés de esta validación radica en la introducción de una geometría de mayor parecido con la predispuesta para el diseño.

Descripción del dispositivo

El modelo 3 de TURBY consiste en un aerogenerador de eje vertical de tipo helicoidal ensayado en un túnel de viento. Para la simulación del dispositivo en CARDAAV se han tenido en cuenta las siguientes características constructivas:

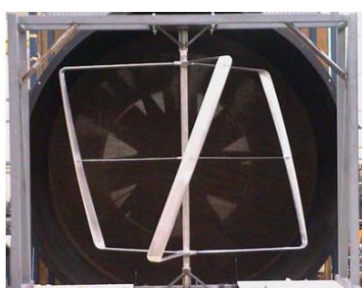


Figura 3.21 Fotografía dispositivo TURBY modelo 3 dentro del túnel de viento [19]

Tabla 3.3 Descripción dispositivo TURBY modelo 3

Número de palas	3
$R[m]$	0.75
$H[m]$	1.12
Perfil	NACA0018
Cuerda $[m]$	0.08
Ángulo de barrido, ξ (<i>sweep angle</i>)	35°
Ángulo de oblicuidad, ς (<i>skew angle</i>)	60°
Punto de unión considerado entre la pala y el eje del dispositivo	$\frac{1}{2}$ · cuerda respecto al borde de ataque
Cuerda de los uniones entre el eje y pala $[m]$ (<i>struts</i>)	0.06
Tipo de pala	Darrieus-helicoidal

Cabe mencionar que el ángulo de oblicuidad (ς) es un dato redundante con respecto al ángulo de barrido, ξ (ambos expuestos gráficamente en la Figura 3.22); y dada la implementación realizada en CARDAAV, la descripción de la geometría de tipo helicoidal queda recogida a partir de este último. Si se visualiza el aerogenerador en una vista en planta, se define el ángulo de oblicuidad como el sector descrito entre los centros aerodinámicos de los perfiles situados en las posiciones extremas de una pala de tipo helicoidal. A continuación, se muestra la relación geométrica entre ambos ángulos.

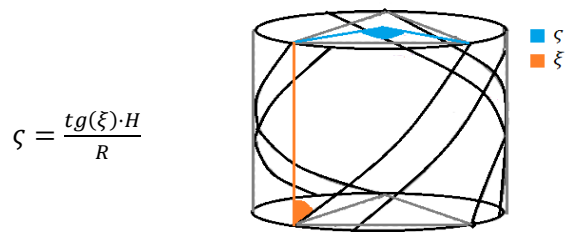


Figura 3.22 Relación ángulos de barrido *sweep angle*, ξ , y oblicuidad *skew angle*, ζ

Posteriormente, también se realizarán comparaciones con el dispositivo a escala completa que presenta las siguientes modificaciones con respecto al ensayado en túnel:

- El radio y la altura se incrementan a 1m y 3 m, respectivamente.
- Se considera un único puntal o (*strut*) central con una cuerda de 0.04m.
- Se modifica el ángulo de barrido (*sweep angle*) a un valor de 21.6 grados.

Parámetros comparados

La comparativa de resultados con el dispositivo TURBY modelo 3 se realizará través de los coeficientes de potencia que pueden visualizarse en la siguiente figura:

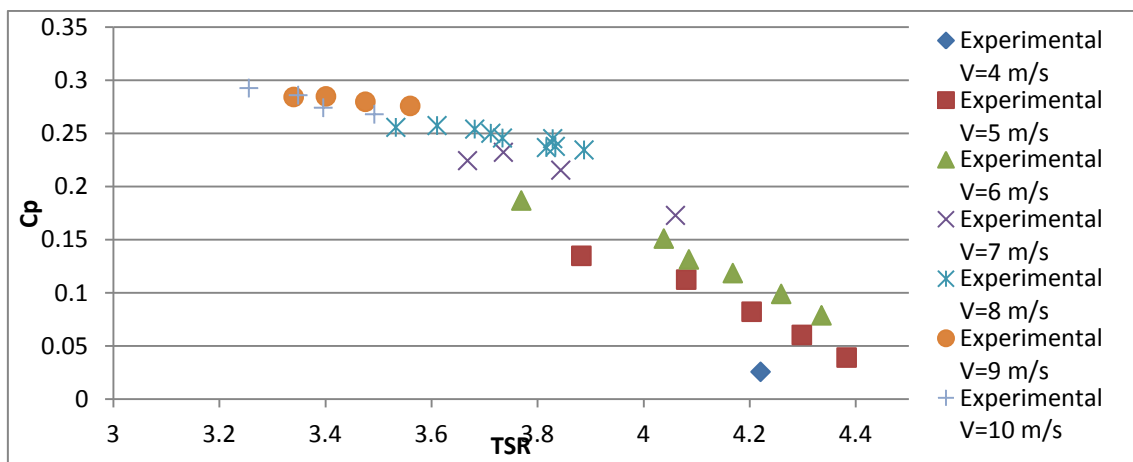


Figura 3.23 Datos experimentales medidos en túnel de viento para el modelo 3 de TURBY [19]

Mientras que para el dispositivo en escala real, se realiza una comparativa con la potencia útil esperada para distintos valores de velocidad de viento así como con el dato medido de dicha variable a 10m/s (donde se mide una potencia útil de 1000W).

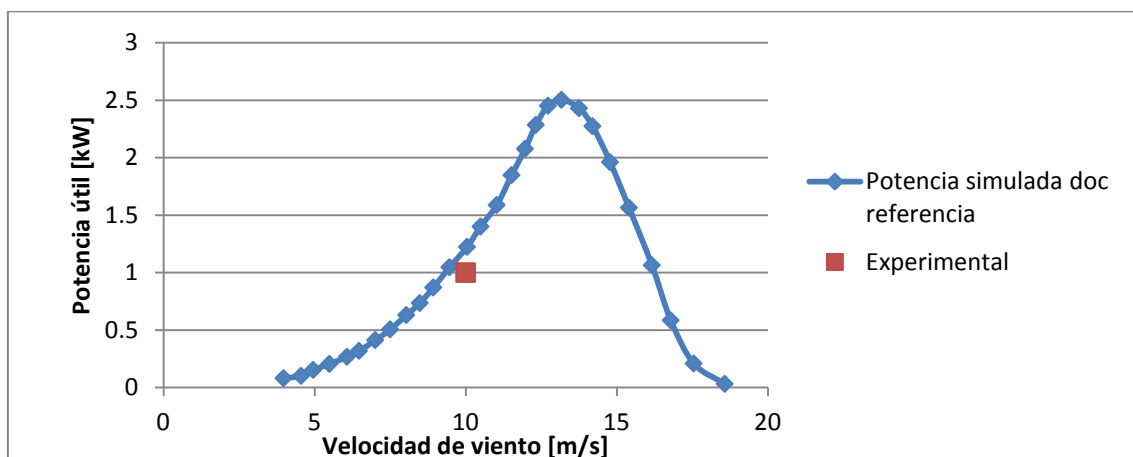


Figura 3.24 Datos de potencia útil estimada, así como la medida a 10m/s, para el modelo TURBY a escala completa [19]

Consideraciones iniciales

Antes de comenzar la fase de análisis de los resultados es preciso concretar las condiciones de cálculo que se han reproducido en el programa. Dado que la comparativa se realiza con datos experimentales obtenidos en túnel de viento, no se considerará la corrección de viento cortante. Sin embargo, si se tendrán en cuenta: las pérdidas de punta de pala, el efecto de la curvatura del flujo y la entrada en pérdida dinámica. Incluso se tendrá en cuenta la pérdida de potencia producida por los puntales de unión entre la pala y el eje de rotación (contabilizando 3 *struts* de idénticas dimensiones en el caso del modelo3 de TURBY y un único *strut* central en el dispositivo a escala completa).

Dado el análisis de la discretización de tubos de corriente realizado anteriormente (Caso Magda), estos cálculos son realizados con una discretización de 6 tubos de corriente y 6 puntos en cada uno de los mismos.

Valoración de resultados

- **Dispositivo TURBY Modelo 3:** La comparativa de los resultados experimentales de este dispositivo con la simulación de CARDAAV en este documento evalúa:
 - En primer lugar, la computación de resultados con los distintos modelos de entrada en pérdida dinámica (Figura 3.25) comparados con los resultados experimentales (expuestos en la Figura 3.23 para la velocidad de 8m/s). En la Figura 3.25 se observa que las predicciones en coeficiente de potencia son significativamente superiores con respecto a los resultados experimentales (entre un 16-30% superiores según el modelo de pérdida dinámica, Berg ó Indicial, respectivamente).

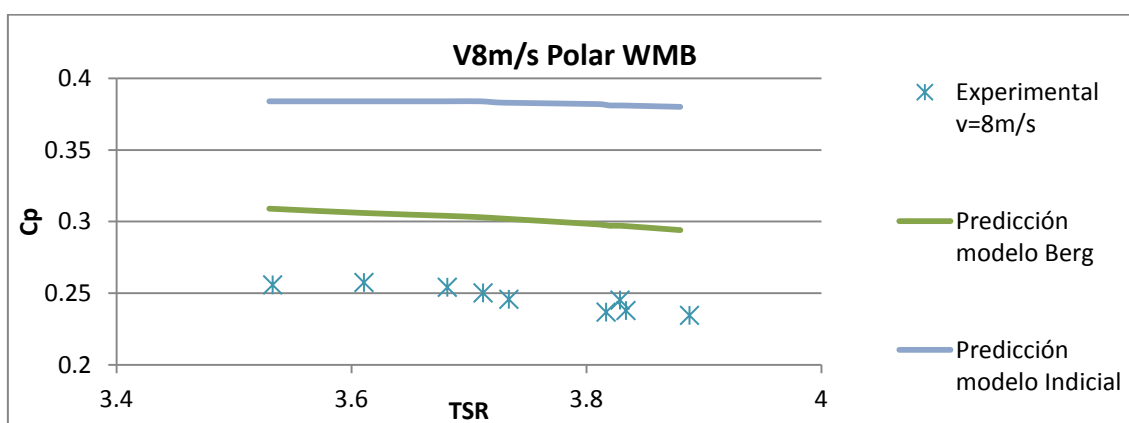


Figura 3.25 Evaluación C_p dispositivo Turby bajo las distintos modelos de pérdida dinámica

Este hecho se atribuye a que el cálculo mostrado en la Figura 3.25 ha sido realizado utilizando los coeficientes aerodinámicos predichos por WMB (para un número de Reynolds en torno a 150000), y como puede observarse en la Figura 3.26 existen diferencias notorias con la polar experimental (visualizar la importante sobrepredicción para ángulos de ataque entre 10-15 grados). Aun así, la computación realizada con los coeficientes experimentales (Ver Figura 3.27) no muestra mejora significativa en la predicción de dicho coeficiente. Por lo tanto, podría asociarse la dispersión a dificultades de medición en el túnel de viento (tal y como se comenta en [19]).

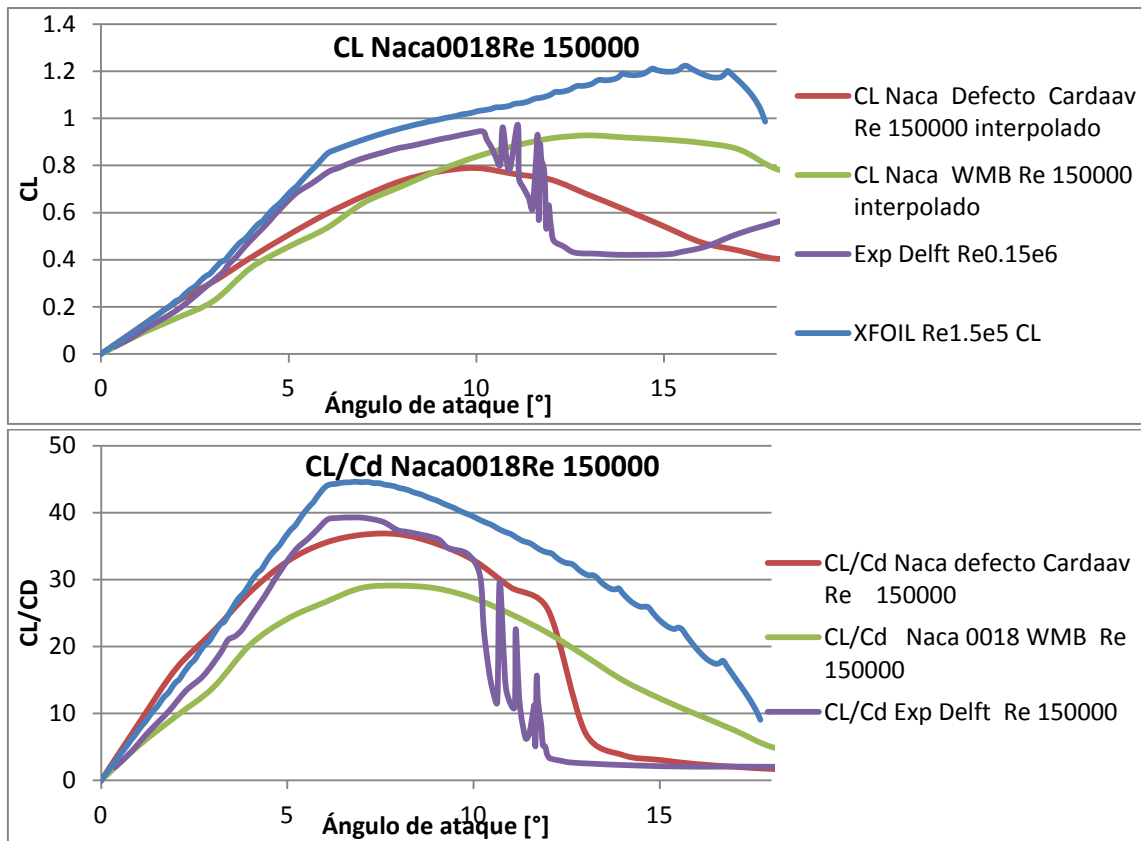


Figura 3.26 Diferencias de coeficientes aerodinámicos a $Re=150000$ entre las polares: CARDAAV por defecto, WMB, XFOIL y los datos experimentales NACA0018¹⁶

- Posteriormente, se estima oportuno realizar una computación para contabilizar la reducción en coeficiente de potencia por la introducción de los puntales (*struts*). La Figura 3.27 muestra como la contabilización de los mismos produce una reducción del 15%. Del mismo modo que antes, también se estima posible que la sobrepredicción del coeficiente de potencia pueda deberse en cierto modo a que, en realidad, los puntales *struts* provoquen una mayor ralentización del flujo.

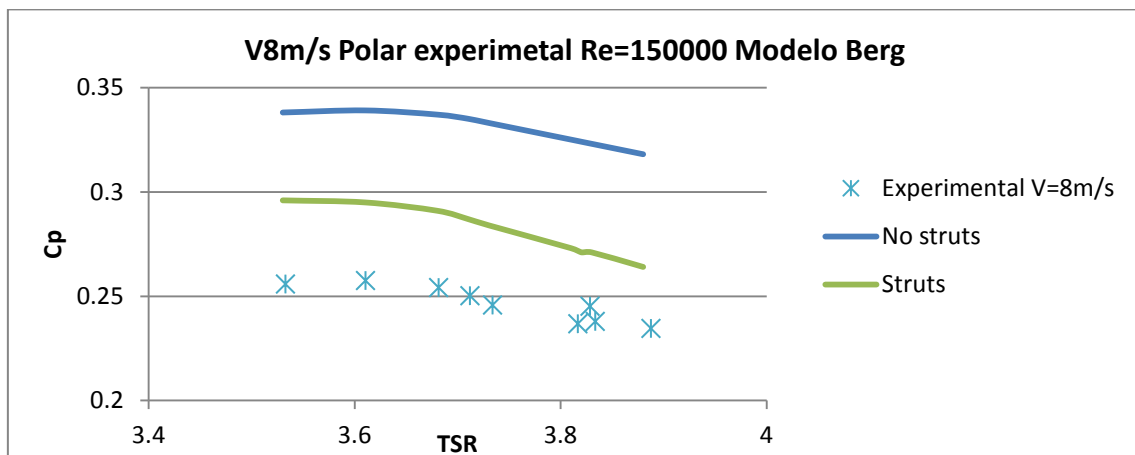


Figura 3.27 Evaluación consideración *struts* dispositivo TURBY, polar experimental

¹⁶ Los resultados experimentales de la gráfica 4.24 proceden de la siguiente referencia [21].

- **Dispositivo a escala real:** El dispositivo a escala real permite comparar la curva de potencia útil estimada por CARDAAV con respecto a la del documento de referencia. Es necesario realizar una estimación de pérdidas eléctricas y mecánicas del generador, dado que CARDAAV computa la potencia aerodinámica. Para el generador descrito en [19], dichas pérdidas se estiman en torno a un 8-10% con respecto a la potencia producida. Para establecer un margen de seguridad, se estima que los resultados de potencia aerodinámica de CARDAAV deben ser disminuidos en un 10%.

Para elaborar la curva de potencia se considera que el aerogenerador opera con $\lambda = 3$ hasta alcanzar la velocidad denominada *rated wind speed* (definida aproximadamente en torno a 12m/s para este dispositivo). En la Figura 3.28 se muestran los resultados obtenidos con los coeficientes aerodinámicos definidos por WMB y se observa que hasta dicha velocidad límite ambos modelos se ajustan a la potencia estimada por la simulación de referencia. Posteriormente, dado que se desconoce la implementación del controlador de dicha turbina, los datos simulados con CARDAAV continúan con una tendencia ascendente que no se corresponde con lo simulado en el documento.

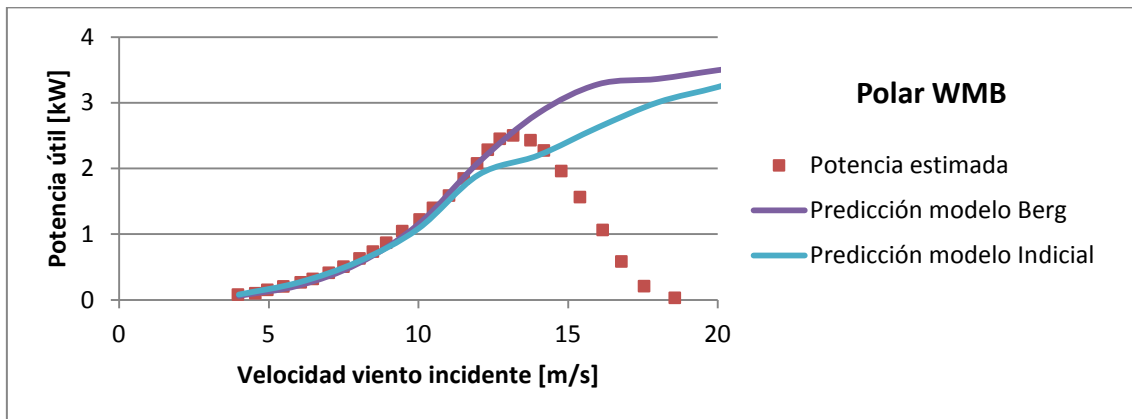


Figura 3.28 Evaluación modelo TURBY escala completa TSR=3 hasta *rated wind speed*, polar WMB

Del mismo modo que en el modelo 3 de TURBY, la Figura 3.29 muestra las diferencias de predicción que se producen si se evalúa la computación con otros coeficientes aerodinámicos (en este caso se compara la predicción que realiza el modelo de pérdida dinámica de Berg si se utilizan los coeficientes aerodinámicos definidos por WMB o bien los expuestos por defecto en CARDAAV).

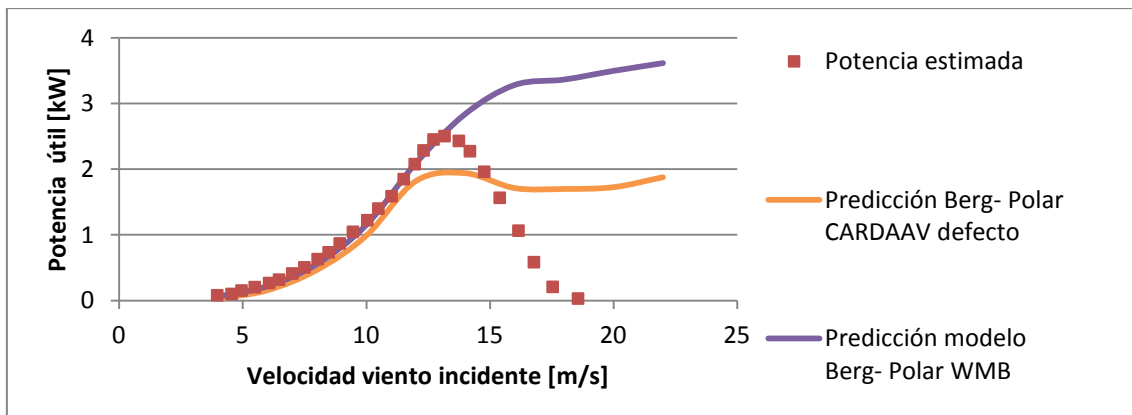


Figura 3.29 Evaluación modelo TURBY escala completa TSR=3 hasta *rated wind speed*, polar defecto CARDAAV y polar WMB para el modelo de Berg

Si se compara con el resultado experimental (1000W a 10m/s), las predicciones con la polar de WMB muestran una sobrevaloración de la potencia útil entre el 15-8%, mientras que las predicciones con la polar definida por defecto en CARDAAV muestran una infravaloración entre el 1-7% (porcentajes asociados los modelos de entrada en pérdida dinámica de Berg e Indicial, respectivamente).

No obstante, también debe tenerse en cuenta que el porcentaje de reducción por pérdidas del generador elegido ha sido el máximo posible al no conocerse dicha especificación de forma concreta. Por lo tanto, al estar aplicando el mismo porcentaje de eficiencia del generador en cualquier punto de operación (90%), puede estarse sobreprediciendo potencia a bajas velocidades (donde el generador puede tener una eficiencia inferior); y, por el contrario, subestimando dicho parámetro a altas velocidades (donde la eficiencia del generador puede llegar a ser mayor).

Conclusiones

Este caso de validación ha mostrado serias dificultades a la hora de establecer conclusiones debido a dos motivos:

- Existe cierta duda sobre la veracidad de las mediciones realizadas en el modelo 3 de TURBY. El motivo se debe a las dificultades de obtención de los resultados de túnel de viento (debido a que fue necesario incrementar el diámetro del dispositivo para evitar deformaciones en el rotor).
- No se especifica de forma concreta las pérdidas del generador que han de tenerse en cuenta para realizar el cálculo de potencia útil a partir del cálculo de potencia aerodinámica.

No obstante, evadiendo estas incertidumbres, se pueden extraer las siguientes conclusiones de esta validación:

- La consideración de los puntales (*struts*) supone una disminución en coeficiente de potencia considerable que es aproximadamente constante de forma independiente a las condiciones de operación del dispositivo.
- La indudable importancia de una correcta obtención de los coeficientes aerodinámicos que se introducen como parámetros de entrada, dada la gran diferencia de resultados que puede obtenerse. Este hecho fomenta que no se pueda establecer una tendencia evidente sobre si el programa está sobreprediciendo o subestimando los parámetros comparados. Además, muestra la necesidad de obtener unos nuevos coeficientes aerodinámicos para bajos números de Reynolds dado que se encuentra la predicción de XFOIL más acertada.

3.3.4 Caso configuración recta con modelos de entrada en pérdida dinámica

Este último caso de validación tiene como objeto corroborar la correcta simulación de la evolución de las fuerzas a lo largo del azimuth en un aerogenerador de eje vertical de palas rectas teniendo en cuenta los modelos de pérdida dinámica.

Descripción del dispositivo

Las características constructivas del aerogenerador se especifican en la siguiente tabla:

Tabla 3.4 Descripción dispositivo HNTUA

Número de palas	2
R[m]	0.75
H[m]	1.12
Perfil	NACA0018
Cuerda [m]	0.08
Ángulo de barrido, ξ (<i>sweep angle</i>)	0°
Ángulo de oblicuidad, ζ (<i>skew angle</i>)	0°
Punto de unión considerado entre la pala y el eje del dispositivo	½ · cuerda respecto al borde de ataque
Tipo de pala	<i>Darrieus-recta</i>

Parámetros comparados

Los parámetros que pueden ser comparados con los obtenidos de la simulación de CARDAAV son coeficientes normales y tangenciales en la zona del ecuador (altura media) del dispositivo [20]. Dichos resultados han sido extraídos para 3 condiciones de operación:

$$V_{inf} = 3 \text{ y } \lambda = 4$$

$$V_{inf} = 4 \text{ y } \lambda = 3$$

$$V_{inf} = 6 \text{ y } \lambda = 2$$

Valoración de resultados

Los resultados que se muestran a continuación han sido evaluados teniendo en cuenta las polares de WMB:

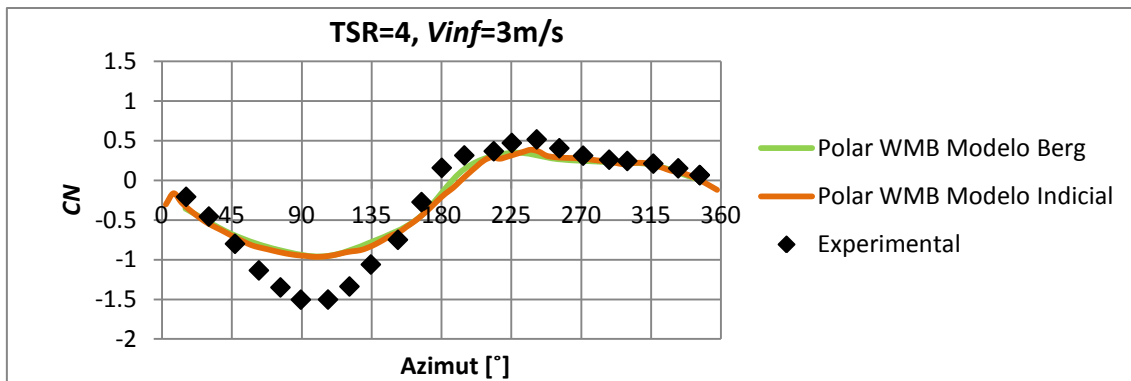


Figura 3.30 Coeficiente normal a lo largo del azimuth para la mitad de la altura del dispositivo ($TSR=4$, $V_{inf}=3\text{m/s}$)

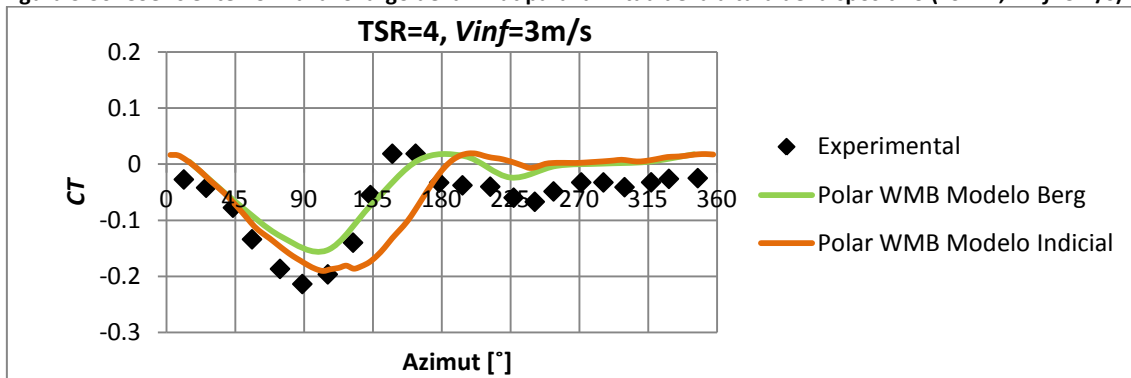


Figura 3.31 Coeficiente tangencial a lo largo del azimuth para la mitad de la altura del dispositivo ($TSR=4$, $V_{inf}=3\text{m/s}$)

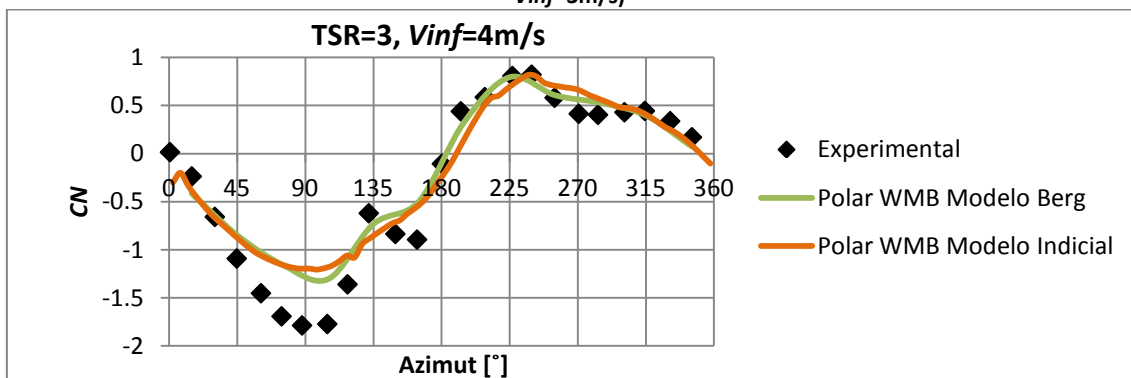


Figura 3.32 Coeficiente normal a lo largo del azimuth para la mitad de la altura del dispositivo ($TSR=3$, $V_{inf}=4\text{m/s}$)

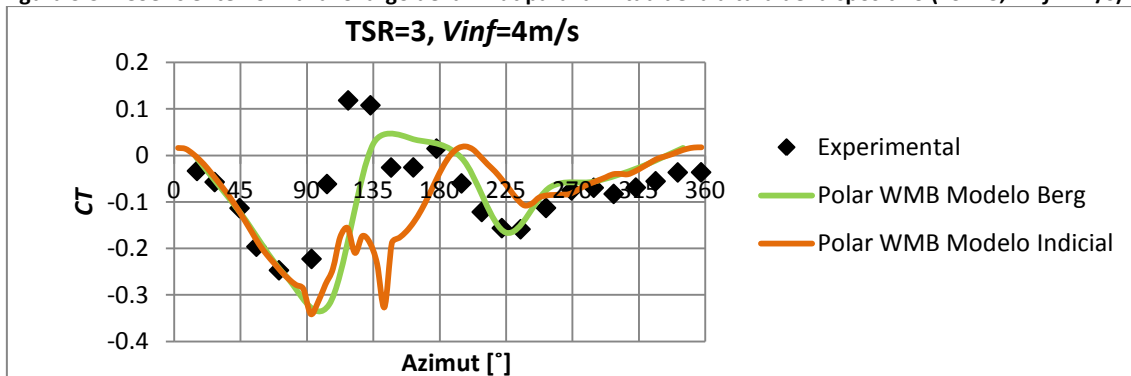


Figura 3.33 Coeficiente tangencial a lo largo del azimuth para la mitad de la altura del dispositivo ($TSR=3$, $V_{inf}=4\text{m/s}$)

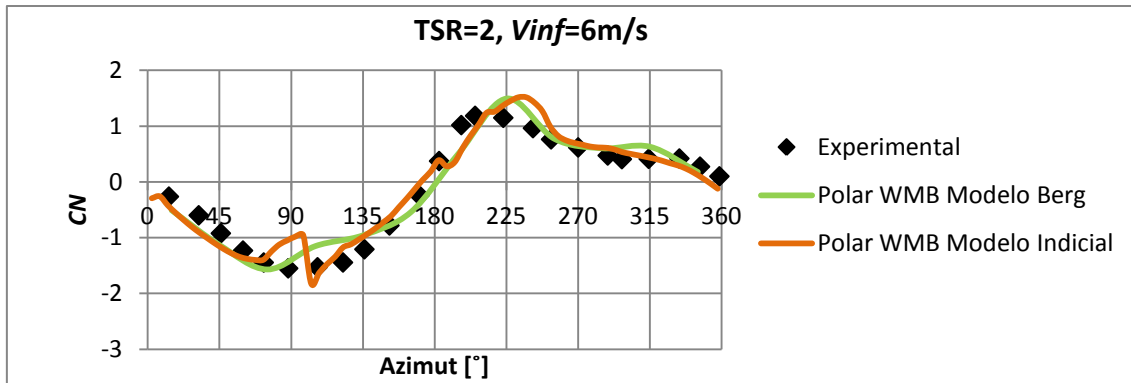


Figura 3.34 Coeficiente normal a lo largo del azimut para la mitad de la altura del dispositivo (TSR=2, $V_{inf}=6\text{m/s}$)

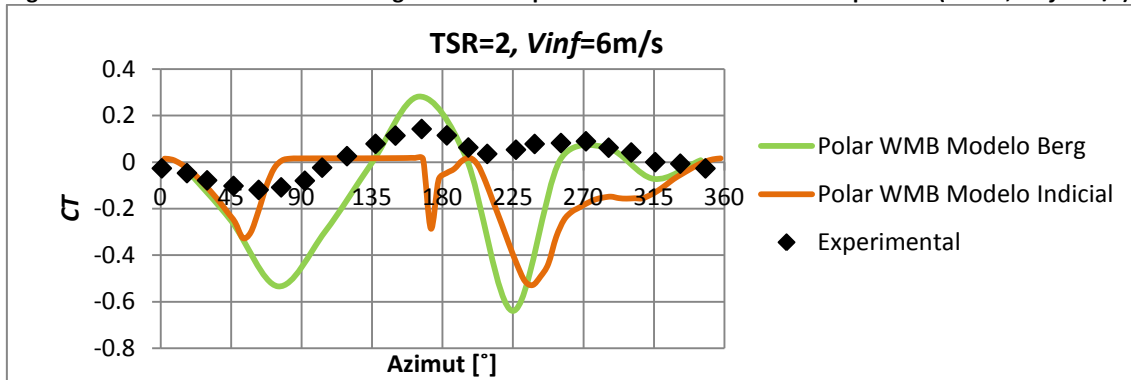


Figura 3.35 Coeficiente tangencial a lo largo del azimut para la mitad de la altura del dispositivo (TSR=2, $V_{inf}=6\text{m/s}$)

Puede observarse que, para las condiciones de operación evaluadas, a medida que disminuye la relación de velocidades el ajuste entre los resultados experimentales y simulados empeora. Este hecho se percibe con mayor relevancia en coeficiente tangencial y puede deberse a la dificultad de convergencia para dichas relaciones de velocidades evaluadas (es notable la gran diferencia que estiman ambos modelos para $\text{TSR}=2$).

Además, el modelo de pérdida dinámica Indicial muestra estimaciones más dispares si cabe que el modelo de Berg. Este hecho se debe a que se han producido modificaciones en las discretizaciones de tubos de corriente elegidas. El modelo de Berg ha sido evaluado en discretización 6×1 (dado que la discretización 6×6 ofrecía una discontinuidad inaceptable en el cálculo de coeficientes tangenciales y normales, ver anexo sección 9.4); mientras que el modelo Indicial no admite dicha discretización (motivo por el cual presenta discontinuidades más acusadas en 6×6).

En la Figura 3.36[(a) y (b)] también se adjunta la predicción realizada con el código de paneles GENUVP [5], la cual muestra gran coherencia con los resultados simulados por CARDAAV; si bien ambos software pronostican una infravaloración significativa del coeficiente tangencial y normal en la zona intermedia del primer disco actuador.

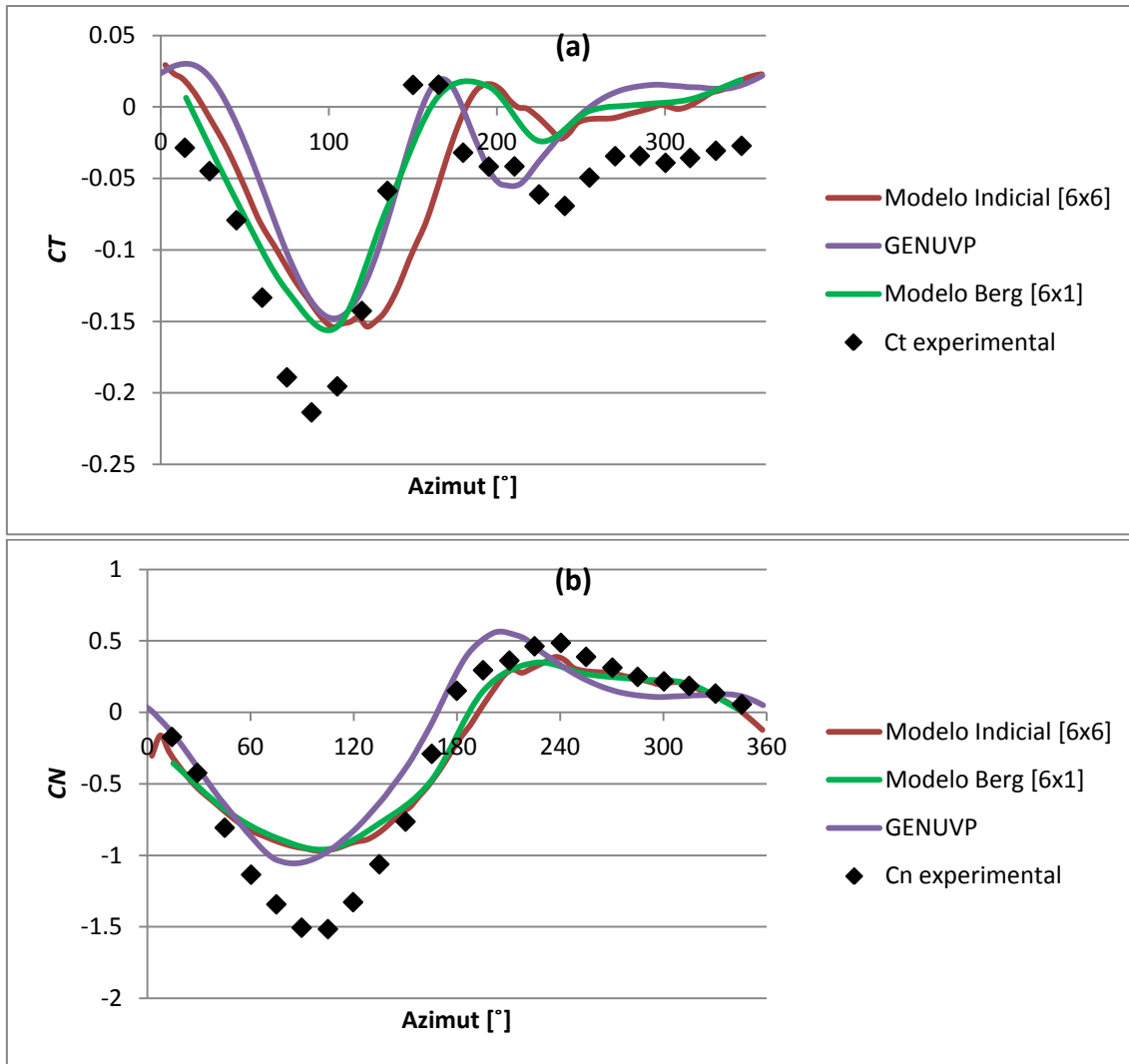


Figura 3.36 Evolución de los coeficientes normales(a) y tangenciales (b) respecto al azimut para la zona ecuatorial. Caso TSR=4 HNTUA

Conclusiones

Este apartado de validación permite extraer las siguientes conclusiones:

- Existen diferencias significativas en la predicción de los coeficientes tangenciales y normales entre las simulaciones realizadas por CARDAAV y GENUVP con respecto los resultados experimentales. Estas son más acusadas para relaciones de velocidades bajas. Dado este hecho es aconsejable evitar trabajar con puntos de operación en esta zona de incertidumbre.
- Aunque no se pueda comparar la potencia aerodinámica experimental producida, los resultados simulados por CARDAAV ofrecen bajos valores de potencia. Este hecho fomenta la realización de un cálculo de potencia teórico aproximado mediante la siguiente fórmula (suponiendo un valor de $C_p \sim 0.35$).

$$C_p = \frac{\text{Potencia}}{\frac{1}{2} \rho U_{\infty}^3 A_d}$$

Para el caso de TSR=4 y $U_{\infty}=3$, la potencia aerodinámica teórica obtenida es:

$$Potencia = 0.35 \cdot 0.5 \left[\frac{\text{kg}}{\text{m}^3} \right] \cdot 3^3 \left[\frac{\text{m}}{\text{s}} \right] \cdot (1.12 \cdot 1.5) [\text{m}^2] \sim 8\text{W}$$

Para esta simulación CARDAAV predice entre 8-11W (dependiendo del modelo de entrada en pérdida dinámica utilizado, y estando asociado dicho valor de 11W a un coeficiente de potencia superior al supuesto teóricamente). Además GENUVP estimaba una potencia aerodinámica de 10W.

Este análisis conduce a que las estimaciones de potencia simuladas por ambos códigos son congruentes con la potencia aerodinámica teórica esperada (incluso se muestra una tendencia hacia una sobrepredicción). No obstante, la comparativa de los coeficientes normales y tangenciales en el ecuador del dispositivo presenta gran disparidad con el experimental. Por lo tanto, existe incertidumbre sobre la obtención de la distribución de fuerzas a lo largo de la pala (sobre todo si se reduce en exceso la relación de velocidades).

3.3.5 Conclusión global

Para finalizar este apartado de validación del código, se recogen en este punto los hitos más importantes que condicionan la posibilidad de computación fiable del software seleccionado junto con las conclusiones más relevantes extraídas:

- La importancia de la fiabilidad de los coeficientes aerodinámicos introducidos, que conlleva la necesidad de un estudio más exhaustivo de dichos parámetros y sus tendencias.
- Las predicciones sin tener en cuenta modelos de pérdida dinámica (caso potencial ideal) estiman potencias intermedias comparadas con los casos de referencia evaluados. No obstante, se ha observado que este efecto de entrada en pérdida es relevante (ver Figura 3.1). El estudio preliminar y comparativo con las polares experimentales predice que se produzca un incremento en la pendiente del coeficiente de sustentación para bajos números de Reynolds. Este hecho prevé que las simulaciones de CARDAAV evolucionarán hacia una sobrepredicción de la realidad de funcionamiento del dispositivo.
- La estimación del coeficiente de empuje de CARDAAV muestra resultados ajustados en el entorno de los resultados de referencia (a pesar de no aplicar la corrección de Glauert).
- El efecto de curvatura de flujo conduce a disminuir rendimiento en el dispositivo y por lo tanto puede ser de interés buscar la amortiguación de dicho efecto.
- La discretización final elegida para la contabilización de tubos de corriente será 6x1 en el modelo de Berg y 6x6 en el modelo Indicial.
- La relevancia de contabilizar los puntales o *struts*, cuyos efectos de resistencia pueden producir grandes disminuciones en el rendimiento del dispositivo.

4. Diseño

Este capítulo recoge las valoraciones realizadas de forma preliminar mediante CARDAAV. El objetivo es encontrar una geometría y condiciones de operación del dispositivo para lograr una primera configuración que alcance los requisitos impuestos (sección 2). Además, también se expone el enfoque aportado por otras áreas de trabajo a dicha empresa. Finalmente, se concluye esta sección con el dispositivo 1 cuya evaluación es el objeto de estudio del apartado 5.

4.1 Preliminar

Este apartado contiene diversas evaluaciones previas realizadas mediante el código CARDAAV que conducen a enfocar de forma más precisa la labor iterativa de diseño.

4.1.1 Elección del punto de funcionamiento para evaluar la curva de potencia

La primera fase del diseño es la elección del punto de funcionamiento del dispositivo. Si se toma como referencia un aerogenerador de eje horizontal, el criterio de selección es la maximización del coeficiente de potencia con una posterior optimización de energía anual producida. No obstante, fijada la velocidad de rotación del mecanismo, dicho punto (de maximización del coeficiente de potencia) no lleva asociada la máxima extracción de potencia nominal. Por lo tanto, se estima conveniente evaluar si para este tipo de dispositivos (aerogeneradores de eje vertical) sería conveniente desplazar el diseño hacia unas condiciones de operación que maximizasen la potencia.

Con este objeto, se evalúa, para cada par de velocidad de rotación y viento incidente, la potencia que se extrae en ambos casos: maximizando el coeficiente de potencia (curva negra Figura 4.1) o maximizando la potencia (curva verde Figura 4.1). Para este cometido, se han fijado unas velocidades de rotación del dispositivo y se ha realizado un barrido de velocidades de viento incidente, seleccionando los puntos ya mencionados (Tabla 4.1)

Tabla 4.1 Criterio para la elección del punto de funcionamiento del dispositivo. Condiciones de operación del aerogenerador

Velocidad de rotación, ω [rpm]	Criterio de elección Cp máximo			Criterio de elección Potencia máxima		
	V_{inf} [m/s]	Potencia aerodinámica [kW]	Cp	V_{inf} [m/s]	Potencia aerodinámica [kW]	Cp
420	9	1.137	0.392	12	1.584	0.231
300	6	0.288	0.336	7	0.438	0.321
240	5	0.154	0.31	5.5	0.17	0.256
220	4.5	0.105	0.289	4.75	0.117	0.274
200	4	0.068	0.268	4	0.068	0.268
180	3.5	0.042	0.246	3.75	0.05	0.237
160	3	0.023	0.214	3.25	0.029	0.21

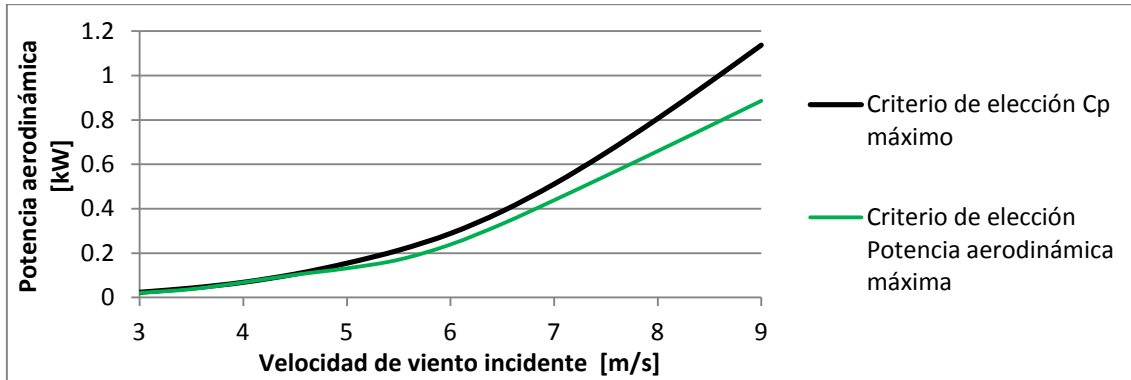


Figura 4.1 Criterio para la elección del punto de funcionamiento del dispositivo. Potencia aerodinámica del dispositivo frente a velocidad de viento incidente

La conclusión de esta evaluación es que, atendiendo a que la velocidad de viento es un parámetro que no puede ser controlado por el dispositivo, mientras que sí puede ser regulada la velocidad de rotación, el criterio de elección de coeficiente de potencia máximo es más adecuado ya que permite obtener mayores potencias a bajas velocidades de viento incidente, siendo estas las más frecuentes en el entorno urbano de implantación. Este incremento de potencia bajo la elección del criterio de coeficiente de potencia máximo predice mejoras en la potencia entre un 2-20% superiores para una misma velocidad de viento (observándose la amplificación de este efecto notoriamente a partir de una velocidad de 4m/s). Se extrae la misma conclusión de la evaluación de la energía anual producida (Tabla 4.2).

Tabla 4.2 Criterio para la elección del punto de funcionamiento del dispositivo. Energía anual producida (AEP)

	AEP [kWh]
Criterio de elección C_p máximo	1849
Criterio de elección Potencia máxima	1543

Sin embargo, esta elección puede verse impedida por limitaciones en cuanto a la velocidad de rotación del dispositivo o generador. Para una ω determinada, el criterio de C_p máximo no lleva asociada la máxima potencia. Por lo tanto, si se desea aumentar la potencia aerodinámica es necesario aumentar la velocidad de rotación. Este hecho se muestra en la Figura 4.2. Por ejemplo, para alcanzar una potencia de 0.4 kW, el criterio de elección de C_p máxima debe asociar una velocidad 320rpm mientras que con el criterio de elección de potencia máxima sería suficiente con una velocidad de 300rpm (no obstante requeriría este último criterio una mayor velocidad de viento incidente).

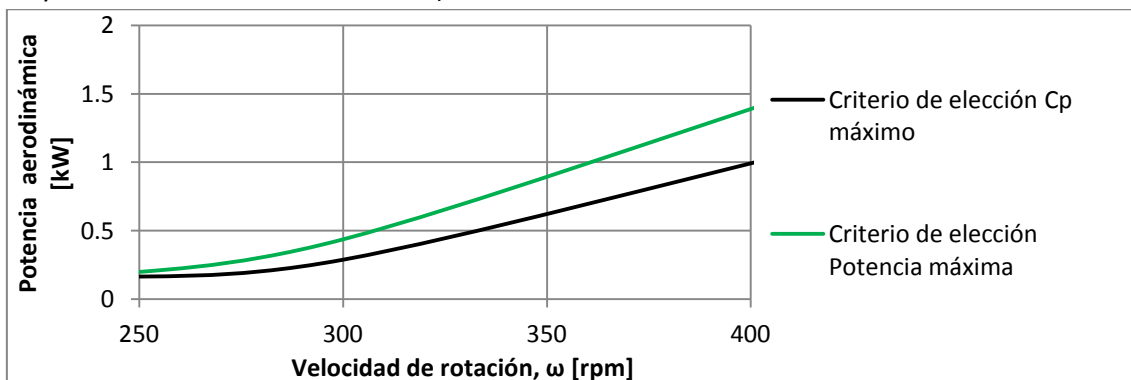


Figura 4.2 Criterio para la elección del punto de funcionamiento del dispositivo. Potencia aerodinámica del dispositivo frente a la velocidad de rotación del mismo

Así, en el diseño debe garantizarse que con este criterio se alcance la potencia nominal demandada, permaneciendo dentro del rango de velocidades de giro determinado para el generador (Ver sección 2.Requisitos). Para este objeto se evalúa en los siguientes apartados las posibilidades en cuanto a dimensiones de pala, inclinación de las mismas e incluso el tipo de perfil utilizado.

4.1.2 Valoración de las dimensiones e inclinación de las palas

A lo largo de este apartado se pretende evaluar cuál debe ser la tendencia en dimensiones y morfología del dispositivo que permita alcanzar la especificación de energía anual producida de 2000kWh.

Inicialmente, para comenzar esta valoración se estimó conveniente sopesar varias ideas preliminares:

- Minimizar la cuerda del perfil, con intención de reducir estelas con influencia negativa para el resto del dispositivo.
- Minimizar las fuerzas centrífugas que se producen dado el giro del dispositivo. Éstas dependen de la masa y aceleración del mismo. En concreto, la aceleración va relacionada con el cuadrado de la velocidad de rotación y con el radio. Ambas variables se ven sujetas a especificaciones en el diseño y por lo tanto debe intentar encontrarse un equilibrio entre ambas.
- Minimizar las variaciones pulsantes en el par aerodinámico (*Torque*): prescindiendo así de un excesivo sobredimensionamiento de la resistencia de los materiales y además evitando la posible creación de momentos de vuelco en la torre. Con este objeto la principal línea de acción será evaluar la inclinación de las palas del dispositivo.

Valoración de la cuerda y altura/diámetro (β)

Para confirmar, en primera aproximación, la predilección hacia la minimización de la cuerda del perfil se realiza el estudio que se muestra en la Tabla 4.3.

Tabla 4.3 Casos valoración diseño sin entrada en pérdida dinámica

Casos Esbeltos 	Caso 1	Caso 2
c[m]	0.08	0.12
Htotal[m]	3.51	3.51
D[m]	1.85	1.85
Área barrida [m ²]	6.4935	6.4935
solidez	0.13	0.19
Casos Achatados 	Caso 3	Caso 4
c[m]	0.08	0.12
Htotal[m]	2.8	2.8
D[m]	2.3	2.3
Área barrida [m ²]	6.44	6.44
solidez	0.1	0.16

De cada caso se elabora una curva de potencia bajo el criterio establecido de maximización del coeficiente de potencia. Los resultados se observan en la Figura 4.3.¹⁷

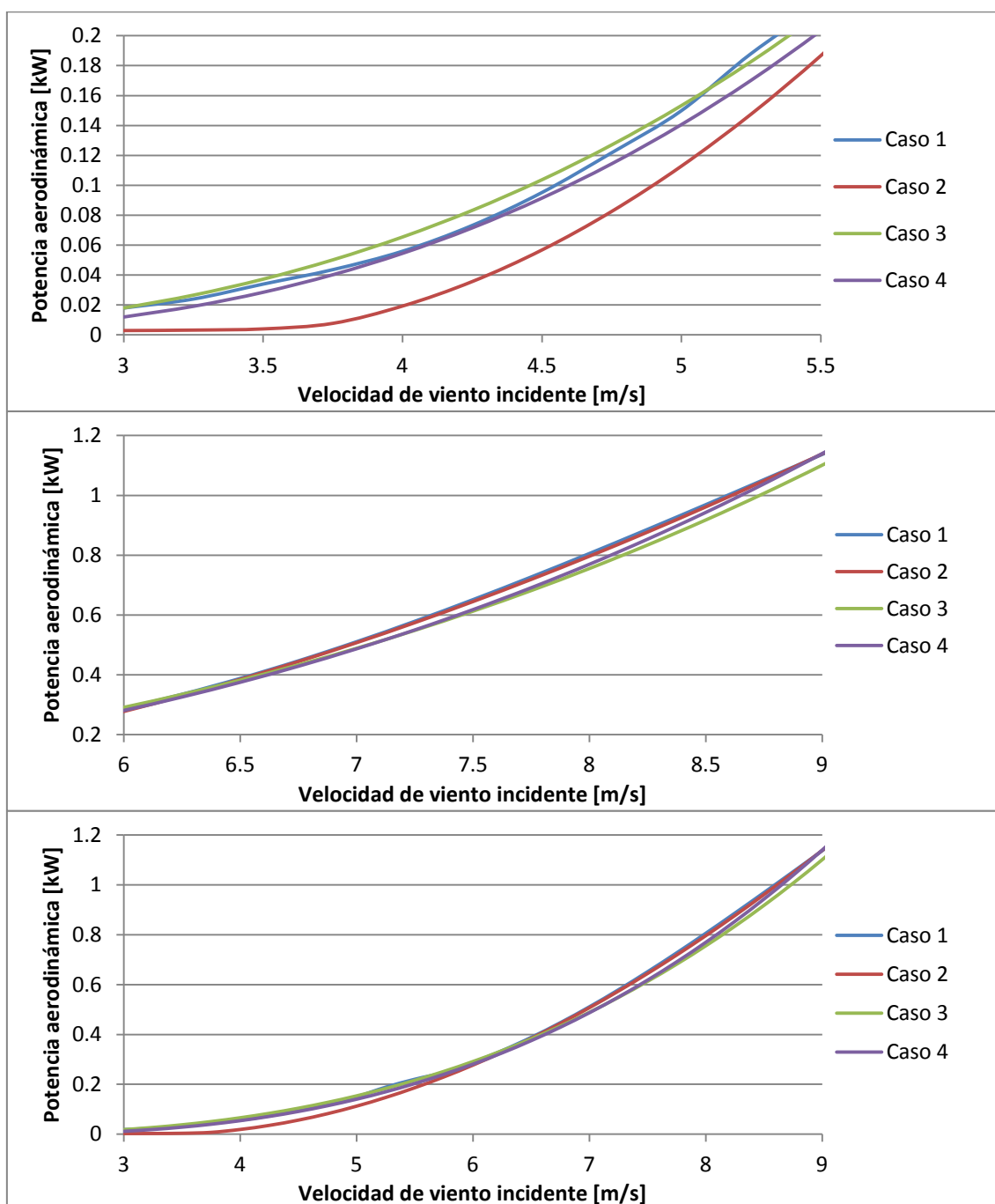


Figura 4.3 Curvas de potencia aerodinámica bajo el criterio de maximización de C_p [casos 1, 2, 3, 4]

Posteriormente, atendiendo a los valores de potencia aerodinámica obtenidos, se computa la energía anual producida por cada configuración (sin tener en cuenta, por el momento, la eficiencia del generador), suponiendo una distribución Weibull de viento centrada en 5.5m/s (Ver ANEXO apartado 9.5).

¹⁷ La figura se expresa con diferentes rangos de velocidad de viento en el eje X para permitir apreciar con mayor facilidad las conclusiones que se exponen a lo largo de este apartado.

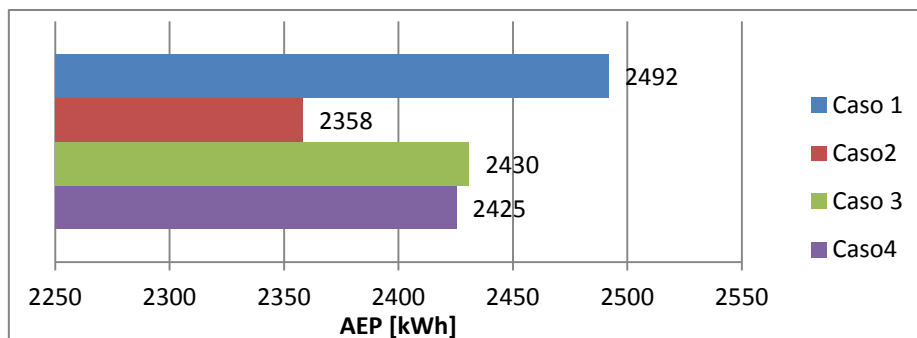


Figura 4.4 AEP [casos 1, 2, 3 y 4]. Distribución de Weibull centrada en 5.5m/s evaluando un rango de posibles velocidades de 3-10m/s

La Figura 4.4 muestra que la minimización de la cuerda contribuye a la obtención de mayor energía anual producida (comparación caso 1 y caso 2 ó caso 3 y caso 4). Esta mejora es más notable en configuraciones esbeltas (5% frente al 0.2 % en configuraciones achatadas). El motivo se debe a que en configuraciones esbeltas el incremento de cuerda lleva asociado una mayor caída de velocidad de rotación (ω). Este hecho es más relevante a bajas velocidades de viento (ver Figura 4.3) y produce una reducción notoria de la potencia que afecta de forma más significativa a la energía anual producida.

La Tabla 4.4 muestra numéricamente como, para velocidades de viento de gran probabilidad de ocurrencia, se produce la maximización de potencia en los casos asociados a menores cuerdas (casos 1 y 3).¹⁸

Tabla 4.4 Comparativa punto de operación del dispositivo para $V_{inf}=5$ m/s y $V_{inf}=5.5$ m/s [casos 1, 2, 3 y 6].

	Solidez, σ	ω [rpm]	V_{inf} [m/s]	TSR	Potencia aerodinámica [kW]	C_p
Caso1	0.13	240	5	4.649	0.154	0.310
Caso 2	0.19	200	5	3.874	0.106	0.214
Caso 3	0.10	200	5	4.817	0.158	0.320
Caso4	0.16	170	5	4.094	0.140	0.285
Caso1	0.13	260	5.5	4.579	0.228	0.344
Caso 2	0.19	220	5.5	3.874	0.187	0.282
Caso 3	0.10	215	5.5	4.707	0.215	0.328
Caso4	0.16	180	5.5	3.941	0.203	0.309

Tras este primer enfoque hacia cuerda mínima esta computación también permite obtener una idea preliminar sobre la relación β (cociente Altura/diámetro del rotor). Dada la distribución Weibull centrada en una velocidad de viento de 5.5m/s, donde la mayor contribución a la energía anual producida se genera entre las velocidades de 6-7.5m/s, la mejor configuración es el Caso 1 (configuración esbelta con mínima cuerda y que maximiza el AEP). No obstante, la Tabla 4.4 muestra un aspecto interesante. La configuración del caso 3 muestra predicciones superiores en la velocidad 5 m/s. Por lo tanto con un perfil de viento del

¹⁸ Las condiciones de operación difieren en cada configuración evaluada. El motivo se debe a que la elección del punto de operación con el criterio de selección de coeficiente de potencia máxima no se encuentra restringido a condiciones de operación concretas, sino que varía en función de la configuración evaluada.

emplazamiento que condujera a mayor contribución a la energía anual producida se situase entre velocidades superiores a 3.5 e inferiores a 5.5, el caso 3 sería el más acertado.

Además, otro aspecto que no fomenta la elección de una configuración excesivamente esbelta sería la evaluación de las fuerzas centrífugas. Estas fuerzas son dos órdenes de magnitud superiores respecto a las fuerzas aerodinámicas; siendo por tanto las dimensionantes desde el punto de vista estructural. Dados los valores de la Tabla 4.4, se observa que la consideración de una configuración esbelta frente a una configuración achatada (homóloga en cuerda) induce una predicción de velocidad de rotación superior (aumento aproximado del 20%). Por lo tanto, dado que las fuerzas centrífugas tienen una dependencia cuadrática con la velocidad de rotación, aunque se está produciendo una disminución en radio superior (24%), las configuraciones esbeltas se presentan más solicitadas desde el punto de vista estructural.

- Conclusiones

Este apartado establece que la minimización de la cuerda tiene un impacto positivo en la producción de potencia y en la energía anual producida. Fijando este parámetro, se observa que la energía anual producida se incrementa al aumentar la esbeltez del dispositivo (β =cociente Altura/diámetro del rotor). No obstante este hecho puede desvirtuarse si la velocidad media del viento incidente disminuye o incluso si se pretende establecer un compromiso estructural con el objeto de disminuir las fuerzas centrífugas, siendo entonces más conveniente una tendencia hacia una configuración que no sea excesivamente esbelta.

Valoración de la solidez y la relación de velocidades (TSR)

Este apartado retoma el estudio descrito en la Tabla 4.3 con el objeto de ver la evolución en tendencia de los coeficientes de potencia y de empuje del dispositivo (C_p y C_x , respectivamente) con respecto a las dimensiones y el punto de funcionamiento del dispositivo (relacionados con el parámetro de solidez y TSR, respectivamente). El objeto de esta sección es enmarcar el rango de oscilación de ambos parámetros (solidez y TSR).

A continuación se muestra la evolución de los coeficientes de potencia y de empuje¹⁹ en diagramas de isolíneas (Figura 4.5 y Figura 4.6). De estos gráficos pueden extraerse las siguientes conclusiones:

- En la Figura 4.6 puede observarse que se pueden alcanzar los mismos valores en coeficientes de potencia produciendo una disminución en la solidez y aumento en TSR. Además dado que las isolíneas de coeficientes de empuje presentan una tendencia más pronunciada con respecto al eje de abscisas (Figura 4.5), la disminución de solidez (si se reduce la cuerda del perfil) conduce a una disminución más significativa en el coeficiente de empuje que en el de potencia.
- Los resultados asociados a solideses elevadas presentan mayores dificultades de convergencia, es decir, presentan un rango de oscilación más estrecho en cuanto a su punto de funcionamiento, TSR (dicha limitación en convergencia se encuentra marcada en los diagramas a través de la línea divisoria gris).

¹⁹ Para estos diagramas las isolíneas negras y moradas están referidas a velocidades de rotación de 420rpm mientras que las isolíneas rojas y verdes están referidas a velocidades de rotación de 300rpm.

- Los mayores resultados de coeficiente de potencia se alcanzan en la zona enmarcada con el rectángulo negro. Por lo tanto, es esta región la que establece los valores de solidez y TSR que han de ser evaluados en el diseño.

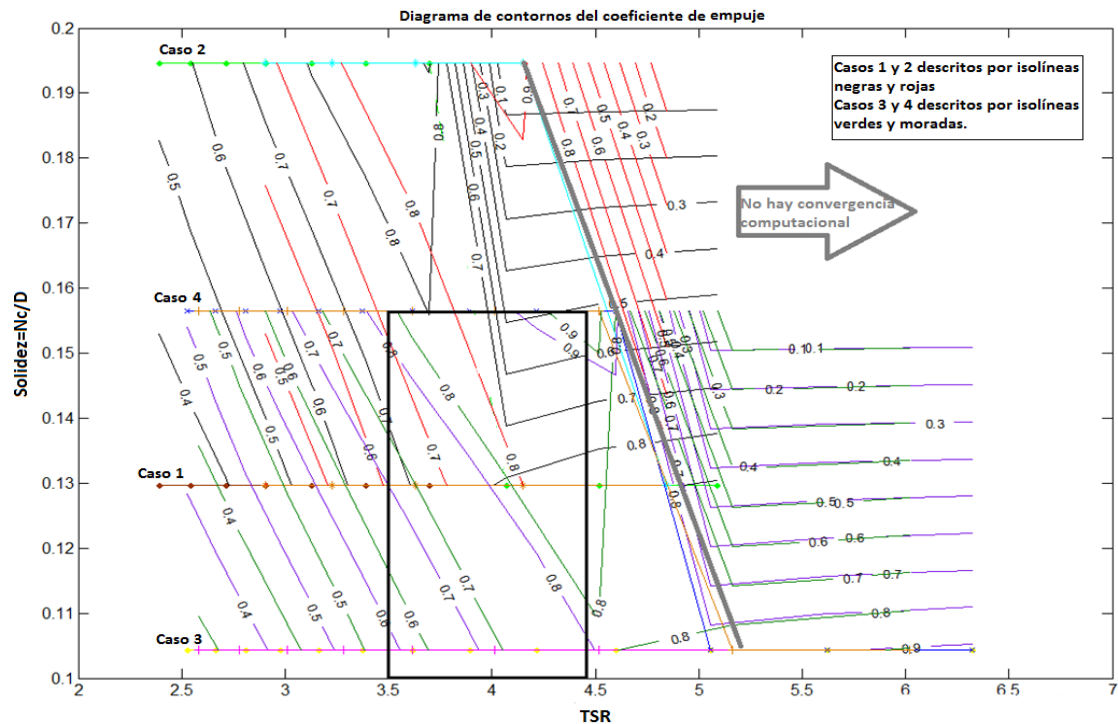


Figura 4.5 Diagrama de contornos del coeficiente de empuje en su evolución frente a la solidez y el TSR

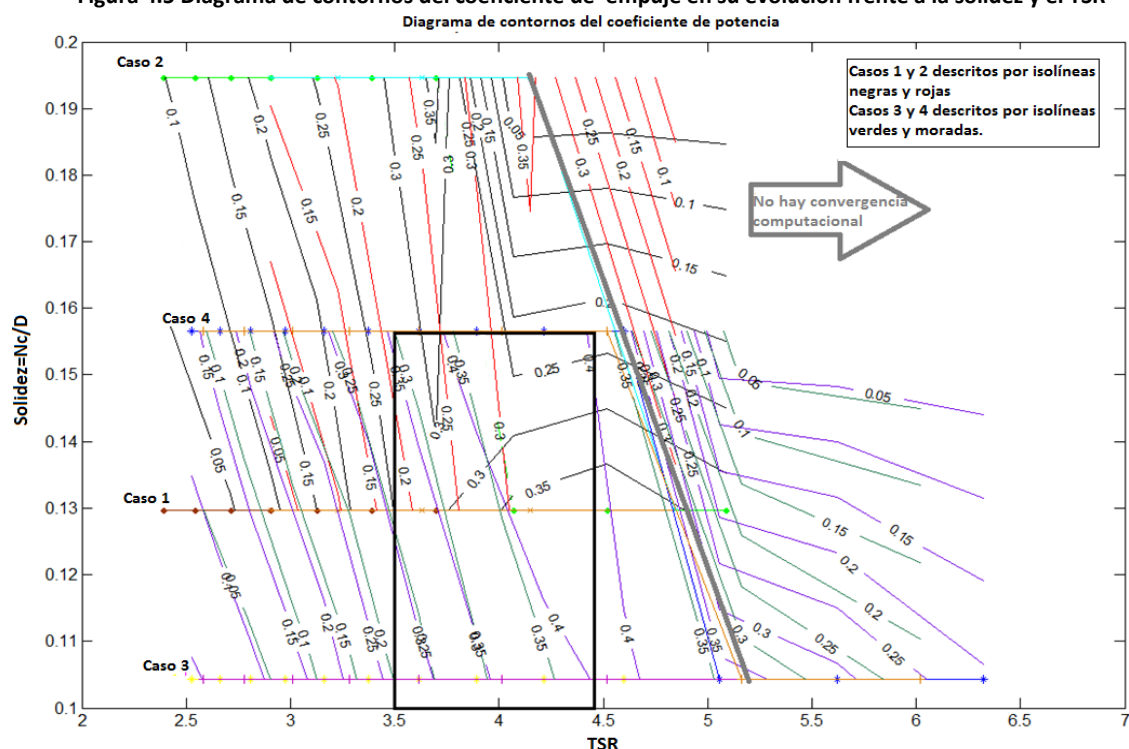


Figura 4.6 Diagrama de contornos del coeficiente de potencia en su evolución frente a la solidez y el TSR

• Conclusiones

En el apartado anterior se concluye que el mejor dispositivo desde el punto de vista de optimización de la energía anual producida sería el dispositivo definido en el Caso 1 (mayor

esbeltez y mínima cuerda). No obstante, en este apartado se comprueba que si se disminuye la solidez pueden obtenerse coeficientes de potencia similares con el beneficio de reducir de forma más significativa el coeficiente de empuje (Ver Figura 4.7). Por lo tanto, se corrobora la idea de evitar una solución de excesiva esbeltez (β =Altura/diámetro del rotor) e introducir una cuerda tan pequeña que suponga inviabilidad estructural del dispositivo. Además, esta tendencia contribuirá a reducir las fuerzas centrífugas (tal y como se ha comentado anteriormente). También se percibe que el TSR en torno al que oscila el diseño se ubica en la zona de funcionamiento evaluada y contrastada por la validación.

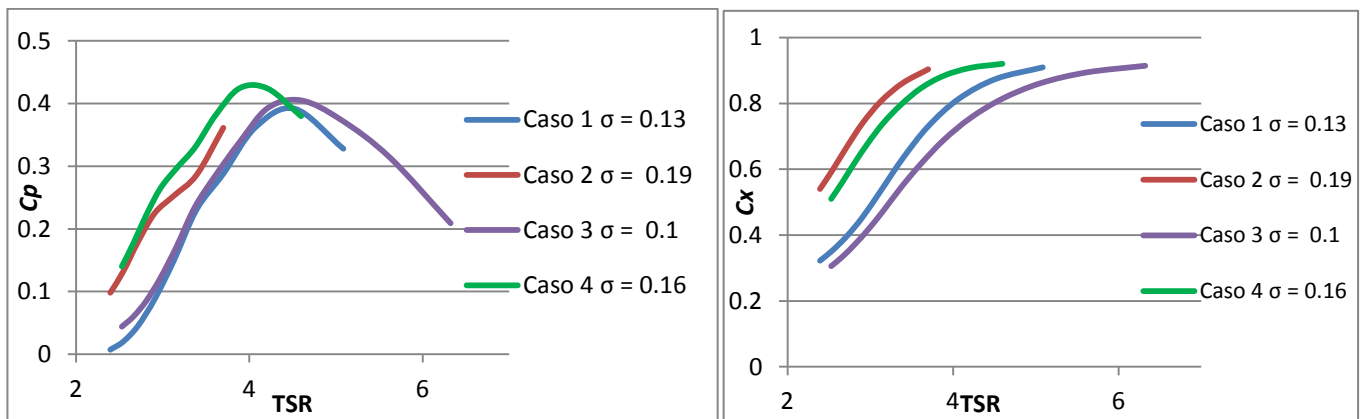


Figura 4.7 Evolución de los coeficientes de empuje y potencia respecto al punto de funcionamiento (TSR) para distintas solidez del dispositivo [Casos 1, 2, 3 y 4]

Valoración de la inclinación de las palas

Desde el punto de vista aerodinámico, se obtienen los mismos valores de coeficiente de potencia y potencia aerodinámica independientemente del ángulo de oblicuidad (*skew angle*, ζ , ver definición en Figura 3.22) que se induzca a la pala del aerogenerador. No obstante, se produce una variación en la distribución de las fuerzas aerodinámicas a lo largo de la pala que conduce a una menor oscilación en la producción de par aerodinámico.

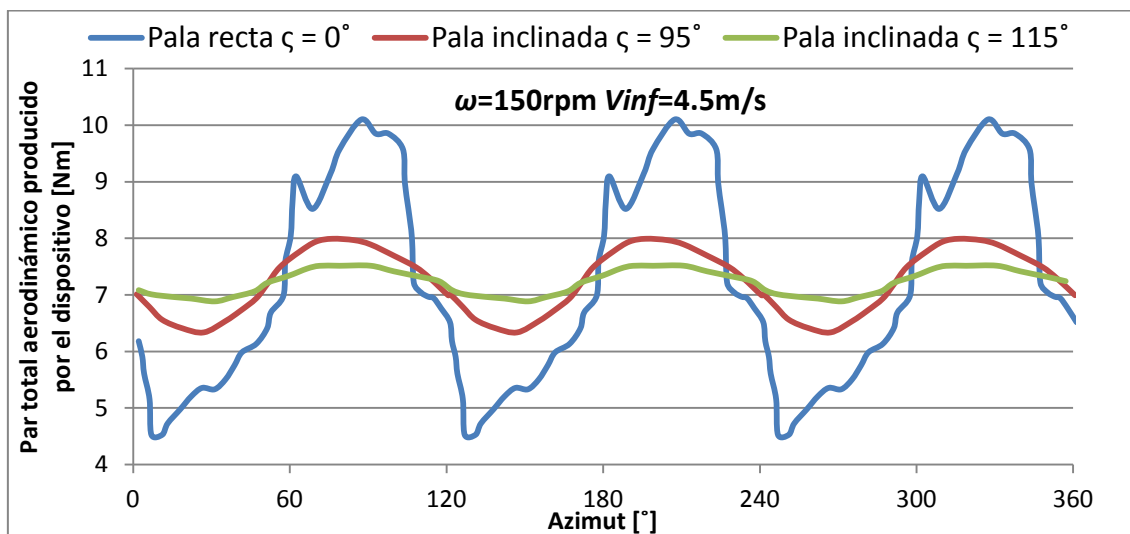


Figura 4.8 Oscilación del par aerodinámico en función de la inclinación de la pala (recta, $\zeta = 95^\circ$, $\zeta = 115^\circ$) para el punto de operación $\omega=150\text{rpm}$ $V_{inf}=4,5\text{m/s}$, $H=3\text{m}$ $D=2.15\text{m}$ $c=0.08\text{m}$

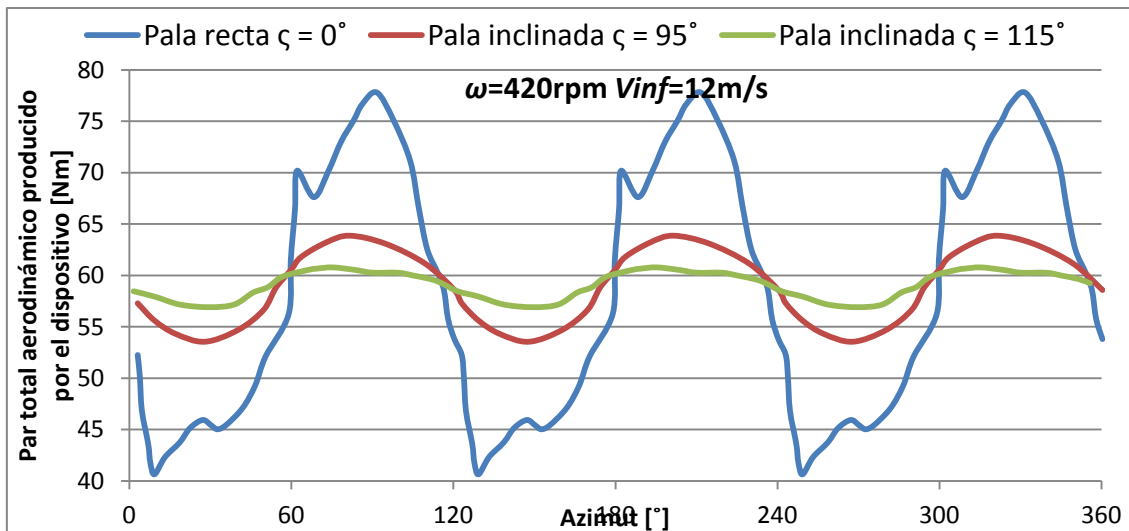


Figura 4.9 Oscilación del par aerodinámico en función de la inclinación de la pala (recta, $\zeta = 95^\circ$, $\zeta = 115^\circ$) para el punto de operación $\omega=420\text{rpm}$ $V_{inf}=12\text{m/s}$, $H=3\text{m}$ $D=2.15\text{m}$ $c=0.08\text{m}$

- Conclusiones

Por lo tanto, la inclinación de las palas debe ser analizada desde el punto de vista de:

- Necesidad de continuidad en el par aerodinámico que se suministre al generador, dado que los pulsos en esta variable se traspasan a la señal eléctrica y por tanto fomentará una peor calidad de la misma.
- Factibilidad de fabricación, donde por el momento se evalúa una composición en tres tramos rectos simulando una helicoides. No obstante, el proceso de manufactura no ha especificado aún sus posibilidades de inclinación.
- Limitaciones estructurales del dispositivo, que requiere un estudio atendiendo a sí la inclinación de la pala podría disminuir las tensiones a las que se ve sometida la misma.

Dado que estos estudios aún no están concluidos, se considera desde el punto de vista aerodinámico que la oscilación del par no puede ser del mismo orden de magnitud que la media del mismo. Por lo tanto no se cree conveniente la realización del cálculo con palas rectas.

4.1.3 Valoración geometría y número de puntales (*struts*)

Durante la fase de validación, se observó la gran penalización en potencia producida por los puntales diseñados con perfiles aerodinámicos (15%, Figura 3.27). Por lo tanto, se decide evaluar si los puntales de perfil circular serían más adecuados.

Mediante simulación se comprueba que puntales cilíndricos de iguales dimensiones a los del perfil aerodinámico producen una reducción de potencia aerodinámica del 100%. Inicialmente este resultado fue inesperado pero el análisis teórico posterior corrobora este hecho.

Si se mantienen las dimensiones constantes en el dispositivo (relación H/D y cuerda de las palas) y se evalúa el funcionamiento nominal del dispositivo (suponiendo un número de Reynolds en torno a 150000, atendiendo los valores evaluados en diseño), la consideración de un puntal cilíndrico supone un incremento de dos órdenes de magnitud en la resistencia

ofrecida ($\frac{C_{D, strutcilindrico}}{C_{D, strutperfilaerodinamico}} = 100$). Por lo tanto, para obtener la misma resistencia con ambas geometrías, sería necesario contabilizar una cuerda dos órdenes de magnitud inferior en el *strut* cilíndrico. Esto conduce a la inviabilidad de utilizar estos puntales cilíndricos que supondrían diámetros en torno a 1mm.

Atendiendo a la longitud de la cuerda del *strut*, y dados los valores de los coeficientes de resistencia, se observa que la resistencia parásita de un *strut* está mayormente determinada por la cuerda del mismo. Por lo tanto, desde el punto de vista aerodinámico interesa que los puntales sean lo más pequeños posibles: a menor cuerda menor resistencia.

Por último, se analiza también la influencia del número de *struts* en la potencia y el coeficiente de potencia, y se constata que el incremento del número de *struts* produce una disminución cada vez mayor en la potencia y el coeficiente de potencia. En la Tabla 4.5 se muestra cuantitativamente el efecto en potencia y coeficiente de potencia de la combinación de la dimensión de la cuerda y la cantidad de puntales.

Tabla 4.5 Evolución porcentual de disminución en potencia y coeficiente de potencia al evaluar distintas configuraciones de los puntales (*struts*) con respecto a la situación idílica sin los mismos

		$V_{inf}=3\text{m/s}$ $\omega=100\text{rpm}$				$V_{inf}=12\text{m/s}$ $\omega=420\text{rpm}$	
Cuerda [m]	struts	%potencia	% C_p	Cuerda [m]	struts	%potencia	% C_p
0.04	2	3.03%	3.53%	0.04	2	2.96%	2.93%
	3	3.03%	5.13%		3	4.44%	4.52%
	4	6.06%	6.73%		4	5.92%	5.85%
0.08	2	6.06%	6.73%	0.08	2	4.48%	4.52%
	3	9.09%	10.26%		3	6.74%	6.65%
	4	12.12%	13.46%		4	8.96%	9.04%
0.16	2	12.12%	12.50%	0.16	2	6.89%	6.91%
	3	18.18%	18.91%		3	10.36%	10.37%
	4	24.24%	25.32%		4	13.79%	13.83%

4.1.4 Valoración del autoarranque del dispositivo (*Self-Starting*)

Para que el aerogenerador inicie su rotación es necesario que se produzca un par aerodinámico capaz de vencer al par resistente.

Si este par se produce sin ayuda de una fuente de alimentación externa, se denomina par de autoarranque del dispositivo, es decir, si éste se genera exclusivamente por la incidencia del viento sobre las pala.

Ciertos cálculos preliminares, han concluido que dicho par de autoarranque es un orden de magnitud inferior al par resistente del generador (0.18 Nm y 1.3Nm respectivamente). Por lo tanto, será necesario un dispositivo de arranque para el dispositivo.

Sin embargo, es interesante recordar que el par aerodinámico producido es dependiente la inclinación de palas (tal y como se comentó en la sección de valoración de inclinación de las palas) y aunque en media se obtiene el mismo valor, es cierto que a medida que se inclinan las palas del aerogenerador, la oscilación en el par es inferior.

Por lo tanto, en el caso hipotético de tener un par de autoarranque del mismo orden que el par resistente del generador, interesaría inclinar las palas con intención de evitar una posición de las palas con valores excesivamente bajos del par de autoarranque que estancasen el funcionamiento del dispositivo. Sin embargo, como este no es el caso y existe gran diferencia entre el los pares aerodinámicos de arranque y resistente, será necesario utilizar el generador como motor a la hora de arrancar el dispositivo.

4.1.5 Valoración de cabeceo (*pitch*) a lo largo de la pala

Durante la validación realizada de CARDAAV pudo comprobarse que el efecto de curvatura del flujo producía un efecto negativo en las predicciones de potencia. Dado que dicha corrección se implementa en el código mediante la modificación del ángulo de ataque efectivo que percibe el perfil, la curvatura del flujo puede ser compensada un *pitch* del perfil en sentido contrario. La Figura 4.10 muestra dicha evidencia:

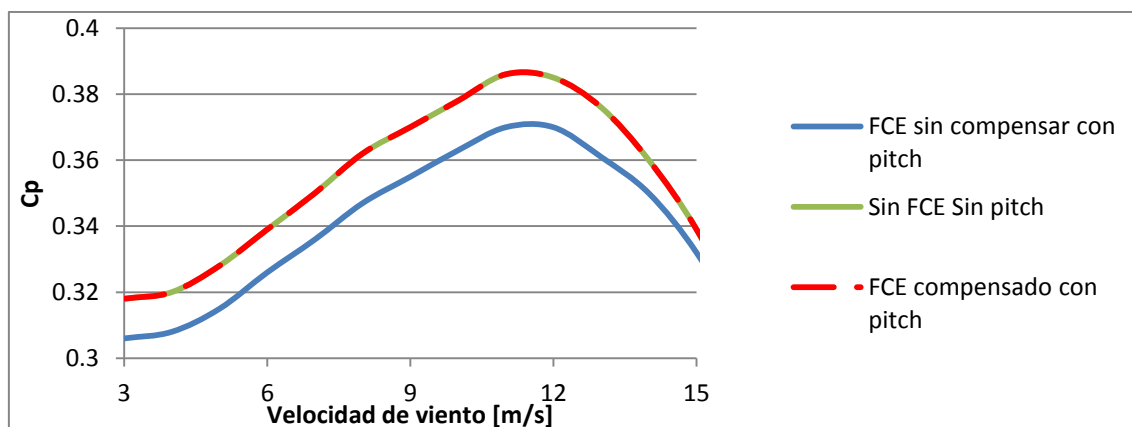


Figura 4.10 Efecto de compensación mediante *pitch* del FCE

Atendiendo a esta evidencia de mejora del coeficiente de potencia se evaluó si sería conveniente incluso superar dicha compensación del efecto de curvatura de flujo (para una configuración de palas rectas con las siguientes características $H=3\text{m}$ $D=2.15\text{m}$ $c=0.08\text{m}$ donde el efecto de flujo de curvatura suponía una modificación en el ángulo de ataque efectivo de 1.06°). Este estudio apuntó que la maximización de la energía anual producida por el dispositivo se producía en torno a 2 grados de *pitch*. No obstante, este resultado está ligado a la geometría del dispositivo e incluso al modelo de pérdida dinámica utilizado. Es decir, no existe una prueba concluyente sobre la extrapolación de dicha torsión concreta hacia otras geometrías ni se ha alcanzado ningún tipo de correlación según la configuración del dispositivo (dado que los plazos del proyecto no han permitido su este estudio exhaustivo). Por tanto, se opta por adoptar un *pitch* en la hélice que únicamente compense el efecto de curvatura del flujo para computaciones posteriores, dado que hasta este punto está garantizada la mejora del coeficiente de potencia.

4.2 Trabajos paralelos al diseño aerodinámico preliminar

Esta sección recoge sucintamente labores realizadas en el proyecto por otras áreas de trabajo. Este documento no pretende un análisis exhaustivo de las mismas, simplemente se cree conveniente tener una idea general de la línea de trabajo que persiguen, dada su posibilidad de influencia en los cálculos aerodinámicos.

4.2.1 Selección del perfil

Actualmente, las palas de los aerogeneradores de eje vertical se construyen por extrusión de un perfil aerodinámico. En general, se usa el perfil NACA0018, tal como se ha podido comprobar a lo largo de la validación. El motivo se debe a que éste se ha establecido como el perfil de referencia dado su uso extendido en estudios de aerogeneradores verticales debido a la posibilidad de comparativa con datos experimentales. Por ello, este fue el perfil elegido como punto de partida.

No obstante, inicialmente se planteó la posibilidad de evaluar un perfil asimétrico como por ejemplo DU06W200, dado que la bibliografía consultada expone la posibilidad de mejoras en potencia [16]. Este hecho fue corroborado inicialmente, en estudios preliminares, tal y como se muestra en la Figura 4.11.

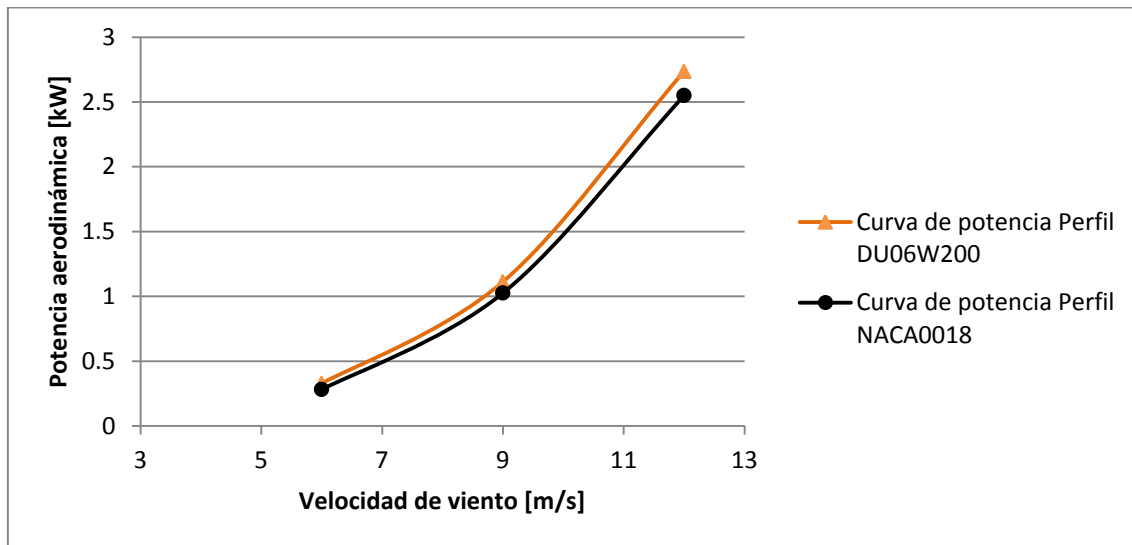


Figura 4.11 Curva de potencia evaluando diferentes perfiles aerodinámicos²⁰

Sin embargo, las condiciones de operación de las primeras curvas de potencia realizadas mostraban la necesidad de cálculo de dicho perfil a bajos números de Reynolds (inferiores a 70.000). Este hecho motivó abortar la línea de diseño del perfil DU06W200, dado que no se disponen datos experimentales con los que poder comparar los datos simulados para los coeficientes aerodinámicos.

Sin embargo, se decide establecer una línea de trabajo atendiendo a la posibilidad de mejorar el comportamiento del perfil NACA0018. Esta labor se realiza mediante un método de algoritmos genéticos. Esta técnica consiste en construir una función objetivo que evalúa diferentes propiedades de unos perfiles previamente definidos permitiendo únicamente la

²⁰ Esta curva de potencia se ha evaluado sobre la configuración Caso 3 definida en la Tabla 4.3.

evolución de los perfiles con mejores características. Finalmente, este proceso conduce a mejorar las características aerodinámicas y por lo tanto el funcionamiento del aerogenerador, dando prioridad, en este caso, a:

- Aumentar la componente de la fuerza sufrida por el perfil que genera par aerodinámico
- Aumentar esta componente en condiciones de pala limpia y contaminada.
- Reducir la influencia de las *laminar bubbles* que repercutirá en menor ruido y más suavidad en el funcionamiento.

Este proceso condujo al perfil que se ha denominado perfil L2T7 (*loop 2 attempt 7*). Su evaluación aún está siendo sometida a estudio para valorar su introducción en el diseño. Cabe destacar que ciertos resultados preliminares han mostrado que, al presentar una morfología más afilada hacia el borde de salida del perfil, el comportamiento del L2T7 mejora con respecto al del NACA0018, obteniéndose mayor potencia aerodinámica (cuando se considera el funcionamiento en servicio, es decir, incremento de la rugosidad del perfil por efectos como por ejemplo la suciedad).

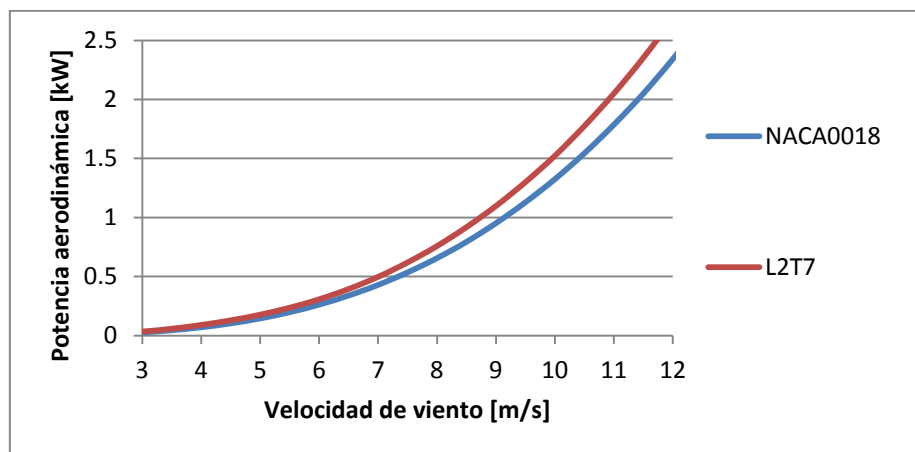


Figura 4.12 Evaluación curva de potencia aerodinámica del dispositivo con distintos perfiles aerodinámicos

4.2.2 Cálculos estructurales del rotor

Los cálculos estructurales del aerogenerador se han dividido en dos partes: parte inferior, comprendida por el mástil hasta la placa de anclaje al suelo; y el rotor que incluye eje, *struts* y palas. La conexión entre ambas partes se lleva a cabo a través del generador y un componentes mecano-soldado al que se denomina dispositivo *anti-bending*.

La parte inferior será fabricada en acero (S275J2G3). Para su dimensionamiento se han calculado una serie de cargas preliminares obtenidas mediante la adaptación de la norma IEC 61400-2. Éste ajuste es necesario dado que la norma propone las cargas simplificadas para molinos de eje horizontal, no de eje vertical.

Para los cálculos estructurales relacionados con el rotor, se debe suministrar al departamento estructural las fuerzas que se producen a lo largo de la pala del aerogenerador. Inicialmente, en cálculos preliminares, se utilizan las cargas aerodinámicas de CARDAAV, complementadas con las cargas inerciales que se producen en el dispositivo. Dicha computación muestra que las cargas que realmente dimensionan el aerogenerador son las inerciales (dado su mayor orden de magnitud, Ver Tabla 4.6). Por este motivo, es necesario utilizar un código aero-

elástico (GENUVP Ver sección1.3.3) que permita tener en cuenta los efectos dinámicos para el cálculo de cargas.

Tabla 4.6 Evolución de las fuerzas tangencial aerodinámica, normales aerodinámica y centrífugas a lo largo del azimut del dispositivo para la sección central²¹

TETA (°)	FNaerodinámica(N)	FTaerodinámica(N)	FNinercial(N)
45	6.25	1.0347	413.71
135	9.0934	1.3147	413.71
225	9.3958	0.7146	413.71
315	14.6792	1.8882	413.71

Dentro de estos cálculos iniciales, se ha evaluado, por el momento, el número de *struts* que deben considerarse y el posicionamiento de los mismos. El estudio estructural concluye que la solución que minimiza la deflexión de las palas sería considerar tres *struts*. La solución adoptada finalmente, atendiendo a un compromiso con la mayor facilidad de implementación de la unión entre el *strut* y la pala, es colocar únicamente dos *struts* (con la geometría del perfil aerodinámico) posicionados en las zonas de unión de cada tramo de pala. Además, este hecho también supone una mejora aerodinámica, dado que la opción de tres *struts* introduce una reducción de potencia aerodinámica mayor (3%). No obstante, el diseño en detalle de la unión entre la pala y el *strut* aún está por decidir entre las siguientes opciones:

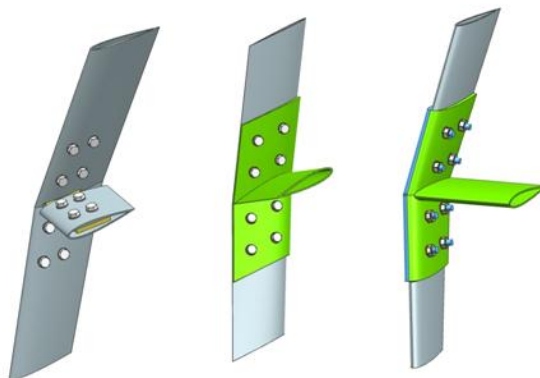


Figura 4.13 Opciones de implementación de la unión entre struts y pala

Por último, el eje será un tubo de acero en cuya base se pretende alojar un dispositivo que absorba los momentos flectores que se producen en el dispositivo, de tal forma que el generador únicamente reciba el par torsor desde el rotor. Este dispositivo *anti-bending* permite mejorar el funcionamiento del generador a lo largo de su vida útil. No obstante, aún no se ha implementado su diseño final dado que se desconoce si el generador puede aguantar dichas solicitaciones (caso en el cual este dispositivo no sería necesario).

²¹ Esta computación ha sido realizada en el punto de funcionamiento nominal de un dispositivo definido por $\beta=1.4$ y $c=0.08m$ (aplicando el modelo de pérdida dinámica de Berg). Los valores de estas fuerzas han sido introducidos en valor absoluto, si se quiere evaluar la dirección de dichas fuerzas consultar sección 9.1.

4.2.3 Fabricación de las palas y *struts*

Se plantea utilizar como material de construcción del dispositivo una aleación de aluminio (T6061). El motivo principal es disminuir el coste (la fibra de carbono de las palas de los molinos de eje horizontal presenta un precio aproximadamente 15 veces superior) y evitar un excesivo aumento en peso en el aerogenerador (supone un aumento aproximado de un 50% frente a la posibilidad de cuadruplicarse con otros metales). Además, su maleabilidad facilita la extrusión (mecanismo de fabricación barajado) mientras que los demás componentes de la aleación permiten dotarle de una notable resistencia (150-300MPa).²²

El mecanismo de manufactura es una extrusión para las palas y los *struts*, permitiéndose así un diseño modular que favorece el transporte y facilita el montaje en campo. Los *struts* serán tramos rectos mientras que las palas deben ser alabeadas para permitir en el ensamblaje continuidad al describir la helicoide. Por ello en las palas debe complementarse la extrusión con un conformado por estiramiento (*stretch bending*). Esto supone que el material será estirado hasta alcanzar su límite de elasticidad superior sobre un bloque conformador o molde con la forma final deseada. Por último, es necesario realizar un anodizado para mejorar la resistencia natural del aluminio frente a la corrosión.

No obstante, en el punto actual que se encuentra esta fase existe cierta ambigüedad respecto a la factibilidad de fabricación y viabilidad económica mediante esta metodología, dado que este tipo de fabricación se adecúa mejor a grandes producciones dada la elevada inversión inicial del *stretch bending*. Por lo tanto, también se está evaluando, que el primer prototipo se realice en fibra de vidrio mediante un molde.

4.2.4 Diseño y cálculo de los componentes electrónicos

Los componentes electrónicos necesarios para el aerogenerador son: generador, rectificador, inversor y sistema de conexión a la red.

El generador es el elemento encargado de transformar el par aerodinámico obtenido en el rotor y producir la energía eléctrica. En este proyecto, se ha optado por la elección de un generador síncrono de imanes permanentes. Por lo tanto, la frecuencia de la corriente alterna producida es proporcional a la velocidad de rotación del rotor. Este hecho conlleva a la necesidad de implantación un convertidor de frecuencia (rectificador + inversor) si se desea conectar a red el sistema. Además, así se permite realizar un sistema de control de velocidad variable para regular la potencia producida en función de la velocidad de rotación del rotor y evitar la introducción de un sistema de transmisión.

Los parámetros del generador requeridos desde el punto de vista aerodinámico fueron:

- El par resistente: como se ha comentado en el apartado 4.1.4, con intención de evitar el dispositivo de autoarranque. Dado que éste parámetro era un orden de magnitud superior al que podría generar la turbina en su puesta en funcionamiento no se logra prescindir de dicho elemento.

²² <http://www.sapagroup.com/es/extrusions-argentina/el-aluminio/>

- Las pérdidas del generador: dado que la energía mecánica aportada por el rotor no puede tener una transformación íntegra en electricidad. Por lo tanto, para garantizar el cumplimiento de los requisitos de diseño en cuanto a energía anual producida es imprescindible conocer la eficiencia del generador. Para este diseño preliminar se aporta en la Figura 4.14 la eficiencia estimada de un generador de potencia nominal 2kW y velocidad nominal de 420rpm.

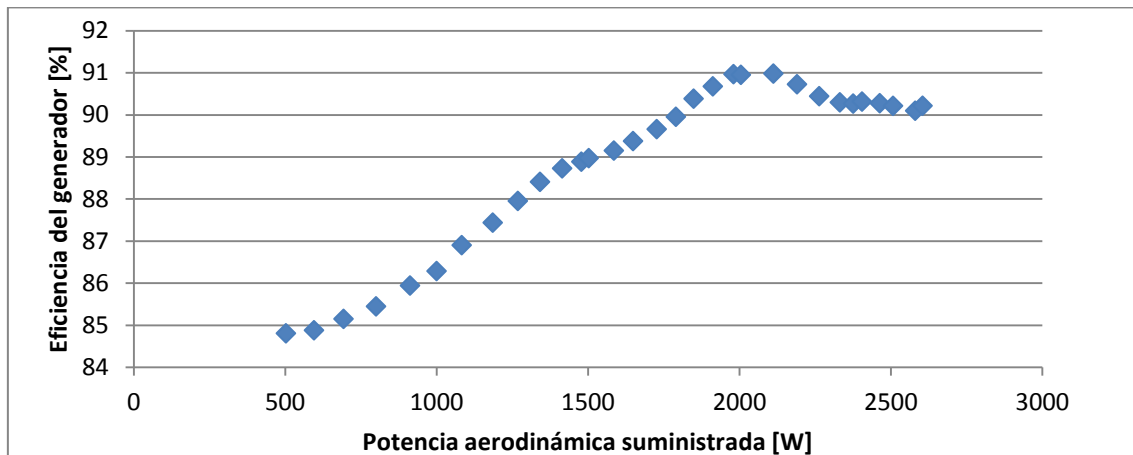


Figura 4.14 Curva de eficiencia del generador

Atendiendo a este dato aportado, se decide implementar una corrección preliminar sobre la potencia aerodinámica obtenida con CARDAAV de 15% de pérdidas correspondientes al generador. Esta consideración puede suponer una excesiva reducción a altas potencias (donde el generador posee más eficiencia), pero permite salvar un margen de seguridad dado que no se ha obtenido un dato sobre las posibles pérdidas por rozamientos en el dispositivo.

4.3 Diseño de rotor

En este apartado se define el dispositivo con el que comenzar el bucle inicial de diseño (diseño 1) para establecer si se consigue la especificación de potencia impuesta en los requisitos. Las características del dispositivo son las siguientes:

- Atribuir al dispositivo la mínima cuerda evaluada (0.08m), atendiendo a los resultados de valoración de la cuerda realizados.
- Establecer un cálculo preliminar intermedio ($\beta = \text{Altura}/\text{diámetro del rotor} = 1.4$) pero manteniendo la especificación del área barrida. El problema de esta decisión es que no podrá optimizarse hasta no conocer la distribución de velocidad y velocidad media del emplazamiento.
- Introducción de 2 *struts* con la geometría del perfil NACA 0018 utilizado posicionados en las uniones entre los distintos tramos de la pala.
- Considerar un ángulo de oblicuidad o *skew angle* de 90 grados, para reducir la variación del par aerodinámico (decisión preliminar, en espera de la permisividad del generador ante la introducción de un par pulsante y la viabilidad de fabricación). Este hecho supone una inclinación de la pala o *sweep* de 30 grados. Además se considera un cabeceo de la pala que contrarreste el efecto de flujo de curvatura.

5. Cálculo y análisis aerodinámico del diseño 1

Tras definir la geometría se procede a la computación de los pares de velocidad de rotación y velocidad de viento que satisfacen el criterio de selección de coeficiente de potencia máximo.

Esta primera computación muestra que el dispositivo alcanza la potencia nominal útil aproximadamente entre 11-11.5 m/s (*rated wind speed*, Ver Figura 5.1). También puede obtenerse de este grafico la velocidad de puesta en funcionamiento del dispositivo (3m/s). Esta velocidad es provisional dado que debe someterse a estudio si compensa obtener potencia a velocidades de viento inferiores. Para ello, será necesario verificar los coeficientes aerodinámicos para números de Reynolds inferiores a 40000.

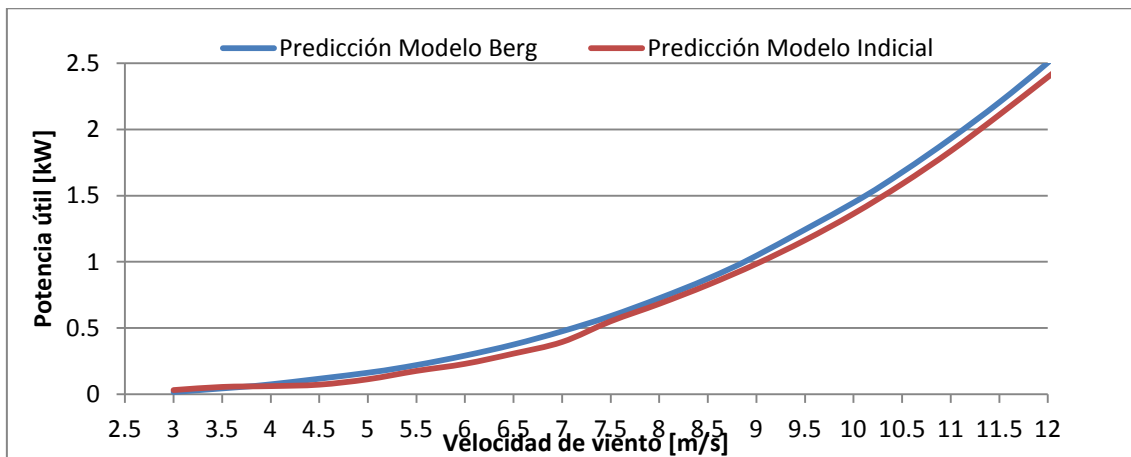


Figura 5.1 Predicción de potencia útil [kW] frente a la velocidad de viento [m/s]. Dispositivo diseño 1

No obstante, la predicción de potencia muestra cierta desviación según el modelo de pérdida dinámica utilizado. Este hecho se debe a que los pares $V_{inf} - \omega$ (bajo los cuales se alcanza el criterio de coeficiente de potencia máximo) no son los mismos para ambos modelos. En concreto el modelo Indicial presenta una mayor variación en la velocidad de rotación (10-15% en media) para alcanzar dichos puntos de funcionamiento óptimo en bajas ($V_{inf} \leq 3.5$ m/s) y altas velocidades ($V_{inf} \geq 7$ m/s)). Este hecho fomenta una mayor dispersión en el número de Reynolds y λ para este último modelo de pérdida dinámica.

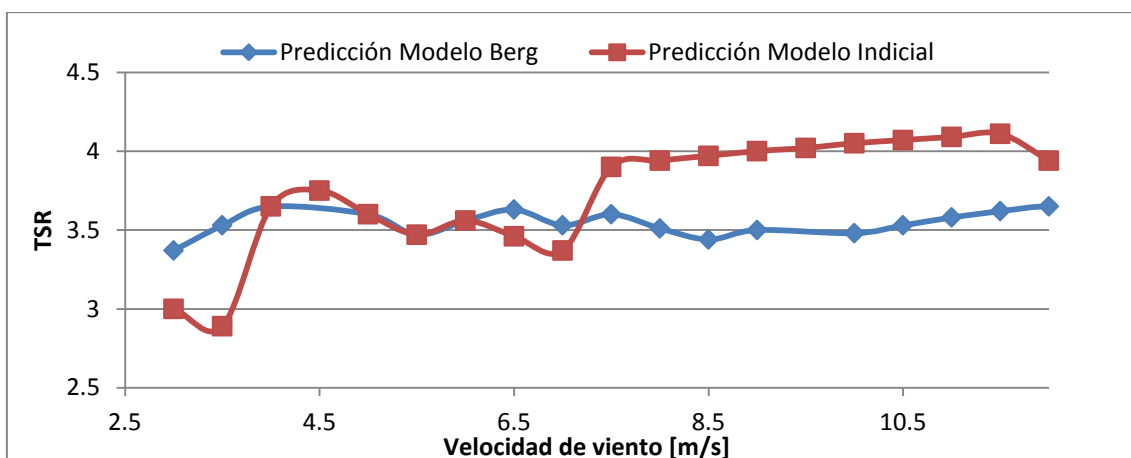


Figura 5.2 Puntos de operación del dispositivo diseño 1 para la obtención del coeficiente de potencia máximo

Atendiendo a los resultados de la Figura 5.2 se considera correcto asociar una tendencia en el TSR que aporta el coeficiente de potencia máximo. Así se permite facilitar la labor del dispositivo de control de velocidad. En el modelo de Berg, esta simplificación consiste en que el dispositivo opere a un TSR constante durante todo su funcionamiento (aproximadamente 3.54). Esto es posible dado que la variación de la velocidad de rotación entre los distintos puntos de funcionamiento es más suave que en el caso del modelo Indicial. Por el contrario, la mayor dispersión de ω para los puntos de operación óptimo en el modelo Indicial fomenta que el dispositivo requiera una variación en la relación de velocidades (tal y como se muestra en la Tabla 5.1).

En la Tabla 5.1 se muestra una división en tres tramos de los puntos de operación del dispositivo de diseño 1. Para los puntos de operación comprendidos entre 4-7m/s (donde ambos modelos presentan similares condiciones de operación en su punto óptimo), dicho valor de TSR es prácticamente el mismo.

Tabla 5.1 Puntos de operación medios dispositivo 1 diseño

	Modelo de Berg			Modelo Indicial			Diferencias entre las predicciones de ambos modelos		
V_{inf} [m/s]	Re	ω [rpm]	TSR	Re	ω [rpm]	TSR	Re	ω [rpm]	TSR
$V_{inf} \leq 3.5$	60000	100	3.54	51000	85	2.95	15 %	15%	16%
$3.5 < V_{inf} \leq 7$	114000	190	3.54	108000	180	3.5	5%	5%	1%
$V_{inf} \geq 7$	185000	310	3.54	210000	350	4.02	11%	11%	11%

Este hecho de fijar el punto de operación a una relación de velocidades concreta se ha establecido tras comprobar que no produce reducción de la energía anual producida (con respecto a la elección discreta de los puntos definida por el criterio de coeficiente de potencia máximo). Los valores de energía anual producida presentan a continuación (tras establecer dichos valores de TSR):²³

Tabla 5.2 Predicción de AEP [kW] dispositivo diseño 1 bajo distintos modelos de pérdida dinámica

	AEP [kWh]
Modelo de Berg	2521
Modelo Indicial	2259

Este análisis concluye que este dispositivo alcanza los valores especificados en los requisitos (energía anual producida y potencia nominal estimada) mediante ambos modelos de pérdida dinámica. No obstante, dada la diferencia entre los puntos de operación predichos por ambos modelos, debe elegirse cuáles han de ser los puntos de operación que deben ser evaluados por el código aero-elástico para comenzar el estudio de cargas.

Tras revisar el apartado de validación se considera que el modelo Indicial ha evaluado predicciones más acertadas en cuanto a potencia. Por lo tanto, los puntos de operación determinados por este modelo son los que definirán el primer estudio de cargas.

²³ Estos valores han sido obtenidos una distribución de Weibull centrada en una velocidad media de 5m/s. Dado que se estima que la velocidad del emplazamiento evolucione hacia una velocidad inferior con respecto a la establecida en los requisitos.

6. Presupuesto

A lo largo del siguiente apartado se describe sucintamente un presupuesto aproximado, dividido en dos apartados:

- Coste relativo a las tareas realizadas por CENER para el proyecto WINDUR:

	Área	Personal	% dedicación	Participación (meses)	Coste (€)
Gastos laborales directos ²⁴	Aerodinámica	Lorena de Luis	100	10	8250
		Arturo Muñoz/Beatriz Méndez	50	3	5100
		Ainara Irisarri	30	12	12240
	Estructural	Javier Estarriaga	60	5	10200
	Aeroelasticidad	Álvaro González	20	10	6800
		María Aparicio	35	10	11900
	Dirección	Xabier Munduate	20	12	17000
		Óscar Pires	65	12	38675
				Total(€)	110165

		Coste (€)	% dedicación	Vida útil (años)	Participación (meses)	Coste derivado (€)
Equipos y licencias	Cluster computacional	123000	40%	20	10	2050
	Renovación licencias	Cálculo estructural (PATRAN/NASTRAN)	5000	30%	1	625
		Planos y diseño (NX)	2000	30%	1	250
	Total(€)					2925

			Coste(€)
Costes subcontratados	Ensayos de túnel		80000
	Ensayo estructural de pala		5000
	Colaboración actualización códigos	Aerodinámico	4000
		Aerolástico	1800
		Total(€)	90800

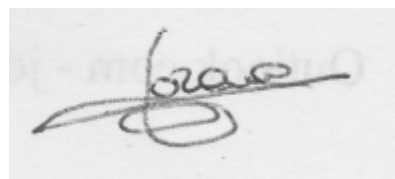
²⁴ Salario anual aproximado: Personal I+D técnico: 40000euros; director de proyecto: 60000euros; Director de área: 80000euros.

- Coste del dispositivo (partida estimada para el prototipo):

	Coste(€)
Costes del dispositivo (Estimado para el prototipo)	Parte inferior (mástil y cimentación) 450
	Parte intermedia (generador, inversor, freno mecánico...) 3600
	Parte superior (eje, palas y <i>struts</i>) 4500
	Instalación y montaje 1000
	Total(€) 9550

- Costes totales

	Coste(€)
Gastos laborales directos	110165
Equipos	2925
Costes subcontratados	90800
Costes del dispositivo (Estimado para el prototipo)	9550
Reuniones de consorcio	10000
Total(€)	223440



Lorena Noelia de Luis Mantecón
20 de Abril de 2015

7. Conclusiones y trabajos futuros

Este último apartado supone un compendio de las conclusiones extraídas a lo largo de todo el documento. Finalmente se exponen una serie de ideas orientadas a posibles trabajos futuros que desemboquen en un mayor perfeccionamiento del dispositivo.

7.1 Conclusiones

En este apartado se exponen las conclusiones extraídas a lo largo del proyecto. La finalización de este documento no supone aún la finalización del proyecto WINDUR. No obstante, se ha conseguido ciertos resultados y logros finales como:

- Adaptación del código a ciertas necesidades como: contabilizar del efecto de curvatura de flujo, correcta introducción de los parámetros de entrada (coeficientes aerodinámicos y parámetros asociados a los modelos de entrada en pérdida dinámica), capacidad de lectura de nuevos perfiles (incluso asimétricos). Este aspecto consiste tanto en implementación de dichas correcciones como garantía y verificación de su correcto funcionamiento.
- Validación y verificación del correcto funcionamiento del software bajo las condiciones de operación que se han podido reproducir a través de los documentos de referencia (ver sección 3.3)

Además, se han establecido las bases y línea de tendencia en el estudio aerodinámico tales como:

- La evaluación de ciertos parámetros (cuerda, $\beta = H/D$, número de *struts*, ángulo de cabeceo de la pala...) y el establecimiento de valores preliminares que conduzcan a la optimización del dispositivo. No obstante, cabe destacar que el diseño óptimo depende en gran medida de la velocidad media del emplazamiento. Este hecho puede llevar a sugerir posteriores modificaciones en la geometría.
- La verificación de los coeficientes aerodinámicos mediante resultados experimentales, con intención de garantizar que las simulaciones presenten la mayor fidelidad posible con el funcionamiento real del dispositivo.

Estos hitos han conducido a la elaboración de un diseño 1 que cumple los requisitos establecidos de energía anual producida demandada y estimación de potencia nominal requerida, teniendo en cuenta las limitaciones establecidas en cuanto a área barrida y velocidad de rotación del dispositivo.

7.2 Trabajos futuros

Dada la continuidad del proyecto WINDUR, este apartado recoge las tareas y trabajos futuros que deben efectuarse:

- Corroboración de las computaciones realizadas mediante el uso de un código aero-elástico que permita el cálculo de cargas sobre el diseño del dispositivo 1, para garantizar su viabilidad estructural. Dado que debe garantizarse que la cuerda y el perfil elegidos no producen una excesiva disminución en la inercia del aerogenerador que pueda producir que se supere el límite resistencia de los materiales.

- Profundizar en la computación del diseño 1 utilizando el nuevo perfil elaborado, con intención de valorar de forma más exhaustiva su comportamiento y viabilidad de introducción en el proyecto.
- Confirmación del emplazamiento de implantación del dispositivo, con el objetivo de adaptar el diseño del aerogenerador a la distribución de flujo de viento del mismo (pudiendo producir modificaciones en la geometría adoptada). Bajo la misma premisa, evaluar el funcionamiento del dispositivo ante vientos turbulentos mediante la herramienta aero-elástica.
- Confirmación y revisión de la pérdida de energía que se produce desde la conversión de la energía mecánica del rotor hasta su transformación en energía eléctrica. La finalidad es realizar un cálculo más ajustado en cuanto a la producción de energía anual.

8. Bibliografía general y referencias

- [1] J. D. Leiva, *Retos Tecnológicos en el Desarrollo de Aerogeneradores*, 2011.
- [2] T. Burton, D. Sharpe, N. Jenkins y E. Bossanyi, *Wind Energy Handbook*, John Wiley & Sons, 2001, p. 45.
- [3] I. Paraschivoiu, *Wind Turbine Design with Emphasis on Darrieus Concept*, Presses Internationales Polytechnique, 2002.
- [4] S. Gómez- Iradi, G. Barakos y X. Munduate, «A CFD Investigation of the Near-Blade 3D Flow for a Complete Wind Turbine Configuration,» [En línea]. Available: http://proceedings.ewea.org/ewec2010/allfiles2/139_EWEC2010presentation.pdf. [Último acceso: 6 4 2015].
- [5] S.G.Voutsinas, «Vortex methods in aeronautics:How to make things work,» *Journal of Computational Fluid Dynamics*, vol. 20, nº 1, pp. 3-18, 2006.
- [6] M. C. Claessens, «The Design and Testing of Airfoils for Application in Small Vertical Axis Wind Turbines,» *Master of Science Thesis*, 9 Noviembre 2006.
- [7] C. Masson, C. Sibuet Watters, T. Brahim, A. Allet y I. Paraschivoiu, *Wind Turbines (VAWT) Performance Prediction- Analysis and Software Development*, 1995.
- [8] D. Marten y J. Wendler, «Qblade Guidelines,» 2013.
- [9] I. Paraschivoiu, «Double-Multiple Streamtube Model for Studying Vertical-Axis Wind Turbines,» *Journal of Propulsion and Power*, vol. 4, pp. 370-378, 1988.
- [10] I. Paraschivoiu y F. Delclaux, «Double-Multiple Streamtube Model with Recent Improvements,» *Journal of Energy*, vol. 7, pp. 250-255, 1983.
- [11] C. Sibuet Watters, C. Masson y I. Paraschivoiu, «VAWT performance predictions- description of a PC-based software,» *Procedings of the 1995 Canadian Wind Energy Conference* , pp. 191-198, oct. 1995.
- [12] J. O. Hinze, *Turbulence*, New York: McGraw-Hill, 1975.
- [13] D. E. Berg, «An Improvement Double-Multiple Streamtube Model for the Darrieus-Type Vertical Axis Wind Turbine,» de *Sixth Biennial Wind Conference and Workshop*, Albuquerque, 1983.
- [14] J. G. Leishman y T. S. Beddoes, «A Semi-Empirical Model for Dynamic Stall,» *Journal of the American Helicopter Society*, vol. 34, nº 3, pp. 3-17, jul. 1989.
- [15] P. Migliore, W. Wolfe y J. Fanucci, «Flow curvature effects on Darrieus turbine blade aerodynamics,» *Journal Energy*, pp. 49-55, 1980.
- [16] P. Chougule, N. Ratkovich, P. Kirkegaard y S. Nielsen, «Design Of Rotor Blade For Vertical Axis Wind Turbine Using Double Aerofoil,» de *International Conference on Wind Energy:Materials*,

Engineering and Policies, 2012.

- [17] C. Ferreira, H. Madsen, M. Barone, B. Roscher, P. Deglaire y I. Arduin, «Comparison of aerodynamic models for Vertical Axis Wind Turbines,» de *The Science of Making Torque from the Wind*, 2014.
- [18] H. Madsen, «Application of actuator surface theory on wind turbines,» de *IEA meeting on Joint Actions on Aerodynamics of Wind Turbines, 2. Symposium*, Lyngby. Department of Fluid Mechanics, Technical University of Denmark, 1988.
- [19] G. J. W. Van Bussel, S. Mertens, H. Polinder y H. Sidler, «TURBY: concept and realisation of a small VAWT for the built environment,» de *En EAWE/EWEA conference, Delft*, 2004.
- [20] L. Shi, V. A. Riziotis, S. G. Voutsinas y J. Wang, «A consistent vortex model for the aerodynamic analysis of vertical axis wind turbines,» *J Wind Eng. Ind. Aerodyn.*, vol. 135, pp. 57-69, 2014.
- [21] W. A. Timmer, «Two-dimensional low-Reynolds number wind tunnel results for airfoil NACA0018,» *Wind engineering*, vol. 32, nº 6, pp. 525-537, 2008.
- [22] J. Leishman, «State-space model for unsteady airfoil behavior and dynamic stall,» de *30th Structures, Structural Dynamics and Materials Conference*, American Institute of Aeronautics and Astronautics.
- [23] U. Galvanetto, J. Peiró y C. Ghantharasanawong, «An assessment of some effects of the nonsmoothness of the Leishman-Beddoes dynamic stall model on the nonlinear dynamics of a typical aerofoil section,» *Journal of Fluids and Structures*, vol. 24, nº 1, pp. 151-163, 24 1 2008.
- [24] W. Z. Shen, R. Mikkelsen, J. N. Sørensen y C. Bak, «Tip loss corrections for wind turbine computations,» *Wind Energy*, vol. 8, nº 4, pp. 457-475, 2005.
- [25] M. Islam, A. Fartaj y R. Carriveau, «Design analysis of a smaller-capacity straight-bladed VAWT with an asymmetric airfoil,» *International Journal of Sustainable Energy*, vol. 30, nº 3, pp. 179-192, 2011.
- [26] M. T. Brahimi, A. Allet y P. I., «Aerodynamics analysis models for vertical-axis wind turbines,» *Journal of Rotating Machinery*, vol. 2, nº 1, pp. 15-21, 1995.
- [27] G. Scarpin, *Apunte de la materia: Aeronáutica General*, 2000.
- [28] C. Masson, C. Leclerc y I. Paraschivoiu, «Appropriate dynamic-stall models for performance predictions of VAWTs with NLF blades,» *International Journal of Rotating Machinery*, vol. 4, nº 2, pp. 129-139, 1998.
- [29] A. Rivas y G. Sánchez, *Predicción de las Características Aerodinámicas de un Perfil para Flujo Subsónico mediante Mecánica de Fluidos Computacional*, Campus Tecnológico de la Universidad de Navarra (TECNUN).
- [30] F. Scheurich, «Modelling the aerodynamics of vertical-axis wind turbines,» 2011. [En línea]. Available: <http://theses.gla.ac.uk/2897/>. [Último acceso: 6 4 2015].

9. Anexos

9.1 Anexo A: Parámetros de partida y salida de CARDAAV

9.1.1 Parámetros de partida

CARDAAV alberga distintos ficheros que permiten describir los parámetros esenciales para comenzar los cálculos de cargas aerodinámicas. A lo largo de este punto se describe cada uno de los mismos (obviando parámetros y funcionalidades que no han sido relevantes en el diseño).

- GEOM.DAT: archivo que alberga información relacionada con la geometría.
 - NUMGEO: permite definir el tipo de pala
 - N: número de palas
 - H: distancia entre el ecuador y la base del rotor
 - β =relación entre el diámetro y la altura del rotor
 - ZR: distancia entre el comienzo del rotor y el suelo. Permite contabilizar el efecto de flujo cortante. En caso de obviar esta corrección, debe asignarse a esta variable un número muy pequeño (0.0001) para evitar problemas de compilación del código.
 - Características del perfil: como la cuerda, el espesor y el tipo de perfil.
 - ALO: asociado a la torsión o *twist* del perfil
 - ITOUR: la activación de este parámetro permite tener en cuenta los efectos de torre mediante la variable ETAOUR que se define como la relación entre el diámetro del eje y el rotor.
 - ITOISE: La activación de este parámetro permite contabilizar los efectos de las uniones entre la pala y el eje del dispositivo, siendo necesario para ello la definición geométrica de dichos puntales.

La introducción del ángulo de inclinación de la pala se realiza mediante la variable HELIX ANGLE que se corresponde con la definición del ángulo ξ , permitiendo incluso la elección de posicionar el perfil de forma paralela al flujo incidente (0) o bien manteniendo dicha inclinación de hélix respecto al mismo (1).

```
NUMGEO
6
N H SIG BETA ZR AM
2 .5 0 2 0 0
HELIX ANGLE (DEG) HORIZONTAL AIRFOILS=0;HELIX AIRFOILS=1
0.0 0
CARACTERISTIQUES DE PROFILS DE L EOLIENNE
1
0 .1 .15 15
1 0 0 0
ALO XSURCATT (NOT USED)
0 .75
ITOUR
0
ETAOUR
0
ITOISE NENT IENT NR
0 0 0
ZETA(I) CORE EPAISE
0 0 0
IVOLET
0
ALFAV VLONG VLARG CLD CDV
0 0 0 0 0
```

Figura 9.1 Formato archivo GEOM.DAT

- OPERA.DAT: aporta información de las condiciones de funcionamiento como:
 - velocidad del viento incidente (VIO[iniciomáx],VIF[finmín]y DEVI[incremento]).
 - velocidad de rotación (OMG): cuyo valor debe ser introducido en rad/s.
 - exponente de los efectos del flujo cortante (ALV).
 - Gravedad, densidad y viscosidad cinemática del aire.

```

VIO VIF DEVI
4.5          4.5          0.25
OMG
20.25
ALV AG
0          9.81
RO ANIU
1.225      .000015

```

Figura 9.2 Formato archivo OPERA.DAT

- CONTROL.DAT: permite definir:
 - La activación de correcciones:
 - IBOUT: Efectos de punta.
 - ISTALL y AMBERG: modelos de pérdida dinámica.
 - ICURV: efectos de flujo de curvatura.
 - El criterio de convergencia a lo largo del procedo iterativo de cálculo de factores de inducción y fuerzas, mediante los parámetros EPSIL y EPSILD.
 - La discretización de tubos de corriente a lo largo del dispositivo.
 - Las variables de salida que se desean obtener (IFORCE, NTSR, TSR(I)).

```

IBOUT IDYN ISTALL ICURV AMBERG
0      0      0      1      0
EPSIL EPSILD
.01          .01
MAX
750
NZ NT NP
21          36          1
IFICHE
0
IFORCE NTSR
1          1
TSR(I)
4.5

```

Figura 9.3 Formato archivo CONTROL.DAT

- ARCHIVOS DE POLARES: almacenan los coeficientes de sustentación y resistencia asociados a distintos ángulos de ataque para determinados números de Reynolds.
- ARCHIVOS DEC E IND: están asociados a modelos de pérdida dinámica de Berg e Indicial, respectivamente. El primero introduce el valor del ángulo de ataque para el cual se pierde la linealidad de la función C_L - α , mientras que el segundo introduce una serie de parámetros iniciales (como, por ejemplo pendiente de la curva C_N) necesarios para la aplicación del modelo de perdida dinámica Indicial, que se explicarán con mayor detalle en la sección 9.2.

9.1.2 Parámetros de salida

Tras la ejecución del código, en función del valor elegido en el parámetro IFORCE se obtienen distintos ficheros de salida. Si bien, siempre se obtiene un fichero que recolecta algunas de las características introducidas para el cálculo y resume las variables obtenidas de mayor relevancia (PRINT.OUT).

- IFORCE=1
 - POWER.DAT: permite obtener el coeficiente de potencia y la propia potencia del dispositivo cuando este es sometido a un barrido de velocidades de viento, manteniendo constante la velocidad de rotación del aerogenerador.
 - LOCAL.DAT: Para la sección ecuatorial y una concreta relación de velocidades (λ) del dispositivo permite obtener la evolución acimutal de:
 - El factor de inducción: definido como $u = 1 - a$
 - Coeficientes tangenciales u normales (C_N y C_T): que se definen como perpendicular y paralelo al plano de rotación, obteniéndose a partir de un cambio en el eje de coordenadas (definido por el ángulo de ataque) de los coeficientes de sustentación y arrastre. El sentido positivo del coeficiente tangencial queda definido por la dirección de giro del aerogenerador y en el coeficiente normal se corresponde con la dirección radial en el sentido de alejamiento del eje del dispositivo.
 - Velocidad relativa W
 - Se definen dos ángulos de ataque: ALPHA1 y ALPHA2. El primero considera el ángulo de ataque puro al que se encuentra sometido el perfil debido al flujo incidente; mientras que ALPHA2 se considera un ángulo efectivo que percibe el perfil, contabilizando la corrección del flujo de curvatura. Ambos ángulos presentan el mismo valor en el caso de no ser introducida dicha corrección.

La distribución acimutal que el código muestra considera la numeración angular que se muestra en la siguiente figura:

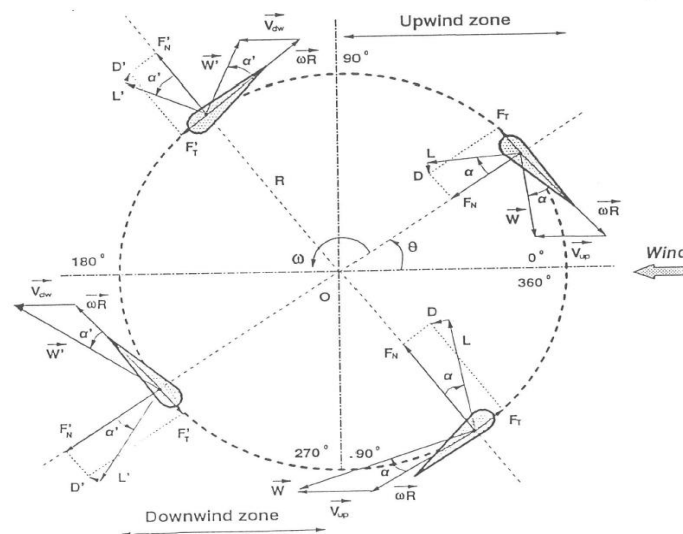


Figura 9.4 Esquema en planta criterio numeración angular aguas arriba y aguas abajo del eje del aerogenerador vertical [7]

- PRINT.DAT: dentro del resumen de resultados que se muestran en este archivo, es interesante prestar atención a los coeficientes C_x , C_y , C_z que son definidos respecto un sistema de referencia global situado fijo en el suelo. En concreto, el coeficiente C_x se corresponde, como ya se ha comentado anteriormente, con el coeficiente de empuje, siendo este un parámetro de relevancia para el estudio de cargas del dispositivo
- IFORCE=2

Este archivo permite obtener, una vez concretada una velocidad de flujo de aire incidente, la distribución acimutal del par aerodinámico y las fuerzas a lo largo de la pala, atendiendo al mismo criterio de distribución acimutal mostrado en la Figura 9.4.

- TORQUE.DAT: muestra la evolución angular para el par aerodinámico de una o de todas las palas que componen el aerogenerador en Nm.
- PRINT.DAT:
 - Ejes PRIME: muestran fuerzas en Newtons en dirección normal(X) y tangencial (Y) a la circunferencia de rotación a lo largo de toda la altura de la pala. Para todas esas posiciones, los ejes serán fijados en el sistema de referencia definido en la altura media del dispositivo para dicho azimut concreto.
 - Ejes normal y tangencial: permiten visualizar unos coeficientes adimensionalizados mediante un factor de $\frac{\rho H c U_{\infty}^2}{2}$, siendo el parámetro que se adimensionaliza las fuerzas normales y tangenciales con respecto a la circunferencia descrita por el aerogenerador a lo largo de su giro. Cabe destacar que esta salida no está optimizada en caso de inclinar la pala. Sin embargo, si existe otra salida dimensionada en Newtons que aporta dichas fuerzas normales y tangenciales con respecto a la circunferencia de giro que si se encuentran optimizadas para tal caso.

9.2 Anexo B: Generación de parámetros de partida de los modelos de entrada en pérdida dinámica

```
function[CLA,CLAmin,CLAmcd,Cd0,CnCR,alfa_stall]=
pendientes(alfa_lin,alfa_max,Sel_Polar,alf)

%INPUTS
%alfa_lineal: último ángulo para el cual se calculan las pendientes.
%alfa_max: coger ángulo tras el primer pico de la polar para asegurar el
correcto cálculo de CnCR.
%Sel_polar: introducir el archivo de texto: 4 columnas: AOA, CN, Cd y CL
respectivamente
%Alf:Angulo de ataque caída CT
Polar_Data=dlmread(Sel_Polar, ',',0,0);
%CÁLCULO PENDIENTES (Este cálculo está sujeto a la forma de la polar, j en
ocasiones se debe dibujar la polar para establecer donde empezar a
contabilizar)
%Contador j: guarda la posición del primer CL positivo
j=1;
while Polar_Data(j,4)<0.00001
j=j+1;
end
%Contador k: guarda la posición del último ángulo de ataque al cual vamos a
contabilizar pendientes
k=1;
while Polar_Data(k,1)<alfa_lin
k=k+1;
end
m=1;
%Corte con el eje X para ir haciendo las pendientes
CL0=0;
%Si dato polar no contiene CL0=0->interpolación calculo AoA0 para
saber el ángulo donde CL=0
AoA0=((CL0-Polar_Data(j,4))/(Polar_Data(j-1,4)-
Polar_Data(j,4)))*(Polar_Data(j-1,1)-
Polar_Data(j,1))+Polar_Data(j,1);
%caso Polar dato CL0=0 y por lo tanto sólo se debe leer ese AoA de
los datos de entrada
h=0;
for i=1:size(Polar_Data,1)
if Polar_Data(i,2)==CL0
AoA0=Polar_Data(i,1)
i0=i;
h=1;%CL=0 está en la polar no hace falta interpolar para Cd0
end
end
CLAmcd=0;
for i=j:k
pte(m)=(Polar_Data(i,4)-CL0)/((Polar_Data(i,1)-AoA0)
*cos(Polar_Data(i,1)*2*pi/360-AoA0));
CLAmcd=CLAmcd+pte(m);
m=m+1;
end
CLA=max(pte);
CLAmcd=min(pte);
CLAmcd=CLAmcd/(k-j+1);
%Estas pendientes deben ser graficadas para evaluar cual se aproxima mejor a
la curva Cn-AoA y así elegir CLA para el resto de cálculos.
%CÁLCULO CNCR
%Contador n: va desde donde termina la zona lineal hasta el punto que
definimos como alfa máxima
%Se contabiliza dónde está el máximo de CL con el bucle for, y con la
%pendiente elegida se calcula CnCR.Criterio1
```

```

n=j;
while Polar_Data(n,1)<alfa_max
    n=n+1;
end
Z=0;
for i=j:n
    if (Polar_Data(i,2)>Z)
        Z=Polar_Data(i,2);
        imax=i;
        AoAmax=Polar_Data(i,1);
    end
end
AoAmax;
CnCRCriterion1=CLA*(AoAmax-AoA0);
CnCRCriterion3= CLA*(alf);
%CÁLCULO CD0
if h==1
    Cd0=Polar_Data(i0,3);
else
    Cd0=(( (AoA0-Polar_Data(j,1)) / (Polar_Data(j-1,1)-
Polar_Data(j,1))) * (Polar_Data(j-1,3)-
Polar_Data(j,3))) + Polar_Data(j,3);
end
%CÁLCULO ANGLE_STALL.DEC
%Se crea la recta con la nueva pendiente y se permite una desviación del 2%
for j=k:size(Polar_Data,1)
    recta(j)=CLA*(Polar_Data(j,1)-AoA0);
end
kkk=k;
istall=1;
while istall==1
    if (((recta(kkk)-Polar_Data(kkk,2)) / (recta(kkk))) >= 0.02)
        istall=0;
        ANGLE_STALL=Polar_Data(kkk,1);
    end
    kkk=kkk+1;
end
alfa_stall=ANGLE_STALL;

```


9.3 Anexo C: Resultados caso configuración troposkien con modelos de entrada en pérdida dinámica

Puede observarse como para elevados números de Reynolds los coeficientes de sustentación definidos presentan gran similitud hasta ángulos de ataque en torno a 15 grados. Por lo tanto esta desviación podrá suscitar diferencias en los resultados de potencia alcanzados. Si bien dicha diferencia no será excesivamente significativa.²⁵

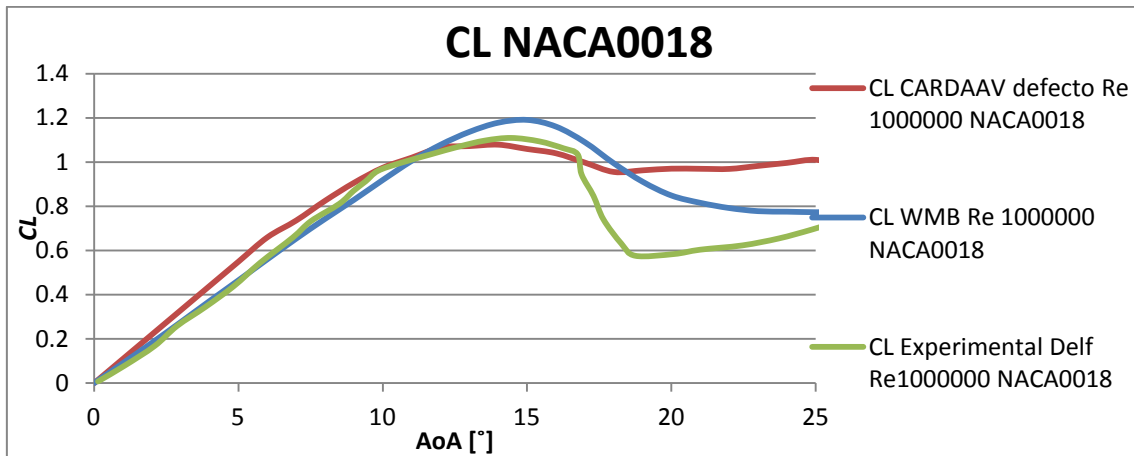


Figura 9.5 Coeficiente de sustentación (datos CARDAAV defecto, WMB y experimental) NACA0018 Re1000000

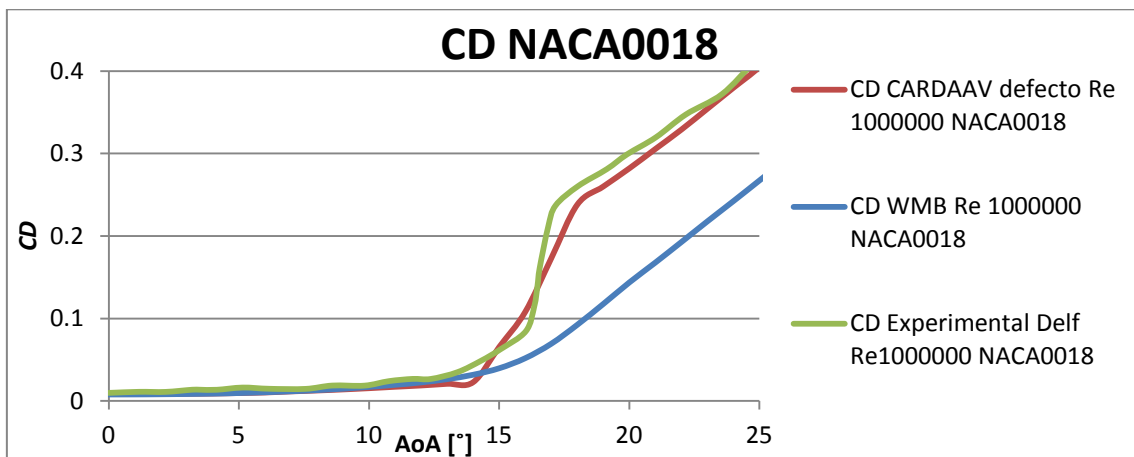


Figura 9.6 Coeficiente de resistencia (datos CARDAAV defecto, WMB) NACA0018 Re1000000

²⁵ Los datos experimentales han sido extraídos de la siguiente referencia [21]

9.4 Anexo D: Resultados caso configuración recta con modelos de entrada en pérdida dinámica

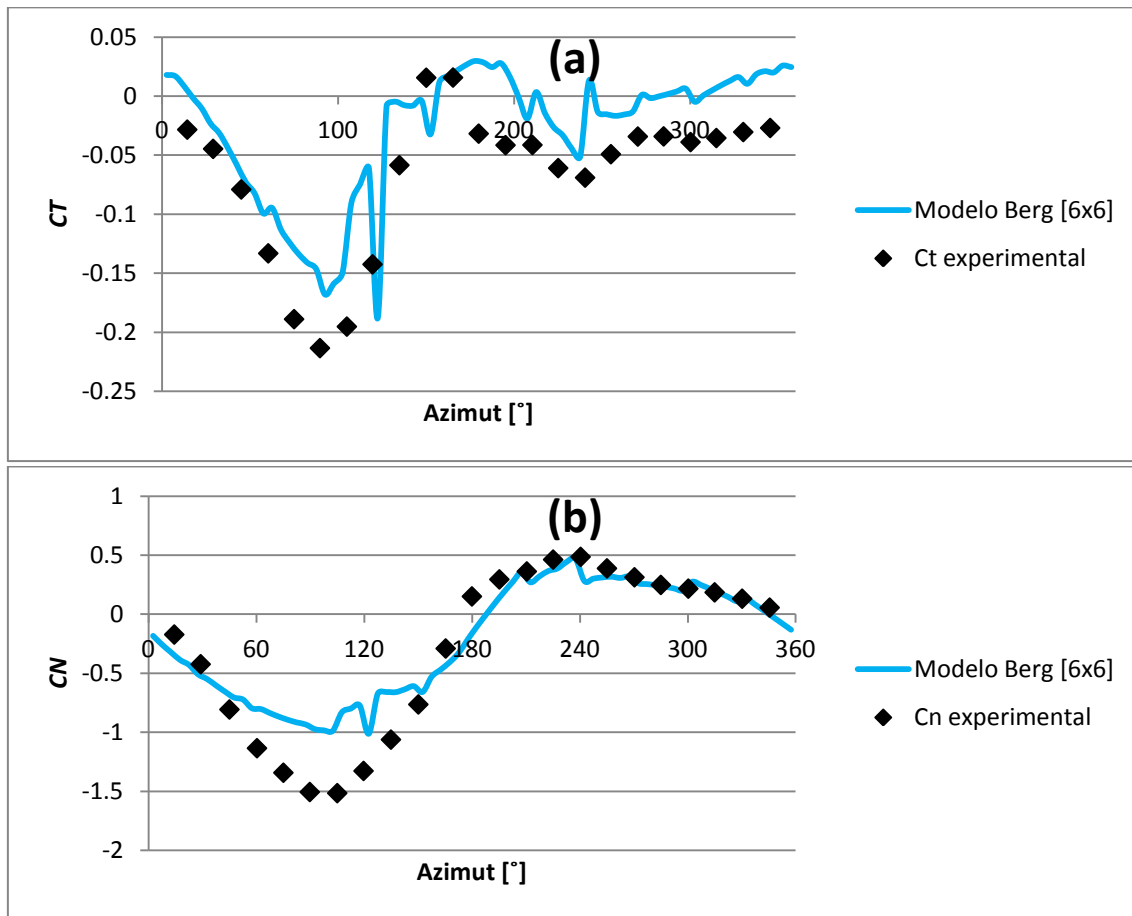


Figura 9.7 Evolución de los coeficientes de fuerza tangencial C_T (a) y normal C_N (b) con el modelo de pérdida dinámica de Berg en el caso de validación HNTUA

9.5 Anexo E: Distribución de Weibull para el viento incidente

La distribución de Weibull es una distribución de probabilidad continua que se utiliza en la industria eólica para describir la variación de velocidades de viento. Esta distribución presenta dos parámetros que permiten su definición: el parámetro de forma (cuyo valor se establece en los cálculos presentados en 2) y el parámetro de escala (cuyo valor se asocia a la velocidad media del viento). En siguiente gráfica se muestran las distribuciones de vientos que han sido utilizadas para el cálculo de la energía anual producida a lo largo de este documento.

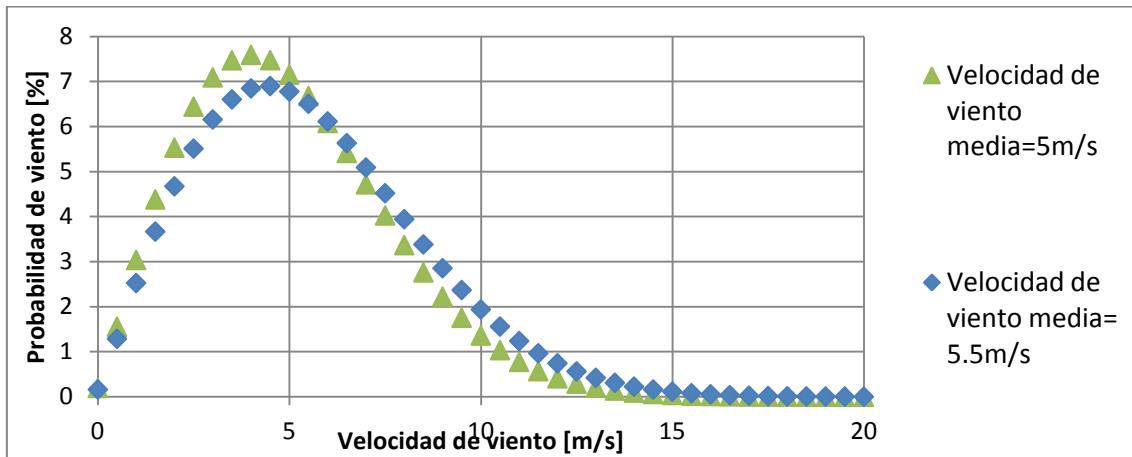


Figura 9.8 Distribución de Weibull para velocidades de viento medias de 5 y 5.5 m/s